ADANA ALPARSLAN TÜRKEŞ
BİLİM VE TEKNOLOJİ ÜNİVERSİTESİ

TÜRK ISI BİLİMİ VE TEKNİĞİ
DERNEĞİ

ULIBTK'25
ISI BİLİMİ VE TEKNİĞİ KONGRESİ

ULUSLARARASI KATILIMLI 25. ISI BİLİMİ VE TEKNİĞİ KONGRESİ (ULIBTK'25)

10-12 Eylül 2025 / ADANA, TÜRKİYE

BİLDİRİLER KİTABI
PROCEEDINGS BOOK



Online Kayıt

ISBN 978-605-73825-6-6

https://ulibtk2025.atu.edu.tr

Kitabın "tüm hakkı saklıdır" ifadesi, eserin telif hakları kapsamında olduğunu ve yasal koruma altında bulunduğunu belirtir. Bu tür bir uyarı, eserin izinsiz kullanımını, kopyalanmasını veya dağıtılmasını engellemeyi amaçlar. Fikir ve sanat eserleri yasaları, yazarların ve yayınevlerinin eser üzerindeki haklarını koruma altına alır, bu da eserin yasal sahibinin izni olmadan çoğaltılamayacağı, alıntı yapılamayacağı veya farklı şekillerde kullanılamayacağı anlamına gelir. Özellikle akademik ve bilimsel yayınlar, belirli bir topluluğun veya kuruluşun katkılarıyla oluşturulduğunda, bu hakların korunması daha da önem kazanır. Başkent Üniversitesi ve Türk Isı Bilimi ve Tekniği Derneği, bu durumdan yararlanarak eserin korunmasını sağlamaktadır.

ULUSLARARASI KATILIMLI
25. ISI BİLİMİ VE TEKNİĞİ KONGRESİ (ULIBTK'25)

25th CONGRESS ON THERMAL SCIENCE AND TECHNOLOGY
WITH INTERNATIONAL PARTICIPATION (ULIBTK'25)

BİLDİRİLER KİTABI
PROCEEDINGS BOOK

Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi
Mühendislik Fakültesi
Makine Mühendisliği Bölümü
Enerji Sistemleri Mühendisliği Bölümü

EDİTÖRLER

Prof. Dr. Adnan SÖZEN
Prof. Dr. Nuri YÜCEL
Prof. Dr. İlhami HORUZ
Prof. Dr. Naime Filiz ÖZDİL
Prof. Dr. Başak DOĞRU MERT

SEKRETARYA

Arş. Gör. Ahmet Kemal NENNİOĞLU
Ö. Selcen AKSOĞAN

ISBN : 978-605-73825-6-6

10-12 Eylül/September 2025
Adana/TÜRKİYE

KONGRE SPONSORLARI | CONGRESS SPONSORS



PLATİN SPONSOR

DAİM FED
DOĞU AKDENİZ İNŞAAT MÜTEAHHİT BİRLİKLERİ FEDERASYONU

SARIÇAM BELEDİYESİ 2009
"Bereket Kapısı"
T.C. Sarıçam İlçe Belediyesi



GOLD SPONSOR

ares PHE












TCDD
TCDD



ÖNSÖZ

Değerli Katılımcılar,

Bilimsel araştırmaların gelişimi ve teknolojiye katkısı, ancak bilgi ve deneyimlerin paylaşılması ile mümkün olmaktadır. Bu anlayışla düzenlenen **25. Isı Bilimi ve Tekniği Kongresi (ULIBTK 2025)**, 10–12 Eylül 2025 tarihleri arasında Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi ev sahipliğinde gerçekleştirilmiştir. Köklü bir geçmişe sahip olan bu kongre serisi, ısı bilimi ve tekniği alanında çalışan araştırmacılar, akademisyenler, mühendisler, öğrenciler ve sektör temsilcilerini bir araya getirerek bilimsel iletişime, tartışmaya ve iş birliğine önemli katkılar sunmaktadır.

Kongremizde, ısı transferi, akışkanlar mekaniği, yanma, iklimlendirme sistemleri, enerji verimliliği, yenilenebilir enerji teknolojileri ve sürdürülebilir mühendislik uygulamaları gibi geniş bir yelpazede güncel araştırma konuları ele alınmıştır. Bu çerçevede sunulan bildiriler, disiplinler arası etkileşimi güçlendirmekte ve ülkemizin bilimsel üretkenliğine değerli katkılar sağlamaktadır.

ULIBTK 2025 kapsamında yer alan bildiriler, bilimsel niteliğin en üst düzeyde korunabilmesi için titiz bir hakemlik sürecinden geçirilmiştir. Kitapçıkta yer alan her çalışma, ilgili alan uzmanları tarafından değerlendirilmiş ve bilimsel katkı sağlayacak nitelikte olanlar seçilerek yayımlanmıştır. Böylelikle bu bildiriler, hem araştırmacılar için güncel bir bilgi kaynağı olmakta hem de ilerleyen yıllarda yapılacak çalışmalara ışık tutmaktadır.

Kongremizin başarısı, yalnızca bildirilerin niteliğiyle değil, aynı zamanda katılımcılar arasında kurulan bilimsel iletişim, tartışma ve iş birlikleriyle de ölçülmektedir. Bu bağlamda, katkılarını esirgemeyen değerli araştırmacılara, bildirileri inceleyerek bilimsel kaliteyi yükselten hakemlerimize, yoğun özveriyle çalışan düzenleme kurulu üyelerine, destek veren kurum ve kuruluşlara içtenlikle teşekkür ederiz.

Isı bilimi ve tekniği alanında ülkemizin öncü ve geleneksel bir bilimsel platformu olan bu kongrenin, gelecek yıllarda da gelişerek devam etmesi, yeni ufuklar açması ve genç araştırmacılar için bir ilham kaynağı olması en büyük dileğimizdir.

Uluslararası Katılımlı 25. Isı Bilimi ve Tekniği Kongresi, 40 yerinde oturum ile toplamda 206 adet sözlü bildiri sunulmuş, 2 yurt dışı ve 8 yurt içi olmak üzere toplam 10 davetli konuşmacı sunum yapmıştır.

Kongremizin onur kurulu, düzenleme ve yürütme kurulu ile bilim kurulu üyelerine, davetli konuşmacılara, sponsorlarımıza, katılımcılara, emeği geçen akademik ve idari personellerimize katkılarından dolayı çok teşekkür ederiz.

Saygılarımla,

Prof. Dr. Naime Filiz ÖZDİL
Prof. Dr. Başak DOĞRU MERT
25. Isı Bilimi ve Tekniği Kongresi Düzenleme Kurulu Başkanı

PREFACE

Dear Participants,

The advancement of scientific research and its contribution to technology can only be achieved through the exchange of knowledge and experience. With this understanding, the **25th Thermal Science and Technology Congress (ULIBTK 2025)** was held on September 10–12, 2025, hosted by Adana Alparslan Türkeş Science and Technology University. With a well-established tradition, this congress series brings together researchers, academics, engineers, students, and industry representatives working in the field of thermal sciences and technology, thereby making significant contributions to scientific communication, discussion, and collaboration.

In our congress, a wide range of current research topics have been addressed, including heat transfer, fluid mechanics, combustion, HVAC systems, energy efficiency, renewable energy technologies, and sustainable engineering practices. The presented papers strengthen interdisciplinary interaction and make valuable contributions to the scientific productivity of our country.

All submissions to ULIBTK 2025 have undergone a rigorous peer-review process to ensure the highest level of scientific quality. Each paper included in this proceedings book has been evaluated by field experts, and only those with substantial scientific contributions were selected for publication. As such, these papers not only serve as a valuable source of up-to-date knowledge for researchers but also provide guidance for future studies.

The success of our congress is measured not only by the quality of the papers but also by the scientific communication, discussions, and collaborations established among the participants. In this regard, we sincerely thank all contributing researchers, the reviewers who enhanced the scientific quality through their evaluations, the members of the organizing committee who worked with great dedication, and the institutions and organizations that provided their support.

As a pioneering and traditional scientific platform in the field of thermal sciences and technology in our country, it is our greatest wish that this congress continues to grow in the coming years, opens new horizons, and serves as an inspiration for young researchers.

At the 25th International Congress on Heat Science and Technology, a total of 206 oral presentations were delivered across 40 parallel sessions; 10 invited speakers presented, including 2 from abroad and 8 from within the country.

We sincerely thank the honorary board, organizing and executive committees, scientific committee members, invited speakers, our sponsors, participants, and all academic and administrative staff who contributed to our congress.Sincerely,

Professor, Naime Filiz ÖZDİL
Professor, Başak DOĞRU MERT
President of the Organizing Committee of the 25th Thermal Science and Technology Congress

ONUR KURULU / *HONORARY COMMITTEE*

Prof. Dr. Adnan Sözen, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi, Rektör

Prof. Dr. Sadik Kakaç, TIBTD Kurucu Üyesi

Prof. Dr. Erol Arcaklioğlu, Yükseköğretim Kurulu Üyesi

Prof. Dr. Orhan Aydin, TÜBİTAK Başkanı

Prof. Dr. Bekir Zühtü Uysal, TIBTD Eski Dernek Yönetim Kurulu Başkanı

Prof. Dr. Haşmet Türkoğlu, TIBTD Eski Dernek Yönetim Kurulu Başkanı

DÜZENLEME KURULU / *ORGANIZING COMMITTEE*

Prof. Dr. Adnan Sözen, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

Prof. Dr. Naime Filiz Özdil, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

Prof. Dr. Başak Doğru Mert, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

Prof. Dr. Ahmet Beycioğlu, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

Prof. Dr. Nuri Yücel, TIBTD Ykü, Gazi Üniversitesi

Prof. Dr. İlhami Horuz, TIBTD Ykü, Gazi Üniversitesi

Prof. Dr. Oğuz Turgut, TIBTD Ykü, Gazi Üniversitesi

Prof. Dr. Zeki Yilmazoğlu, TIBTD Ykü, Gazi Üniversitesi

Prof. Dr. Tahir Yavuz, Başkent Üniversitesi

Prof. Dr. Mustafa Aktaş, Gazi Üniversitesi

Prof. Dr. Tayfun Menlik, Gazi Üniversitesi

Prof. Dr. Mustafa Kiliç, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

Prof. Dr. İbrahim Halil Yilmaz, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

Doç. Dr. Erdem Çiftçi, Gazi Üniversitesi

Doç. Dr. Nazim Kurtulmuş, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

Doç. Dr. Ceyla Güngör, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

Doç. Dr. Duygu Uysal, TIBTD Ykü, Gazi Üniversitesi

Dr. Öğr. Üyesi Levent Çolak, 24. Düzenleme Kurulu Bşkanı, Başkent Üniversitesi

Dr. Öğr. Üyesi Merve Gördesel Yildiz, Gazi Üniversitesi

Öğr. Gör. Eyup Koçak, Çankaya Üniversitesi

YÜRÜTME KURULU / *EXECUTIVE COMMITTEE*

Prof. Dr. Gökhan Tüccar, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

Prof. Dr. Zafer Erbay, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

Doç. Dr. Firat Ekinci, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

Doç. Dr. Cem Boğa, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

Doç. Dr.Asli Abdulvahitoğlu, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

Doç Dr. Tolga Karazehir, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

Doç Dr. Onur Güven, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

Doç Dr. Nur Umar, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

Doç Dr. Gökhan Uşma, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

Dr. Öğr. Üyesi Tural Tunay, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

Dr. Öğr. Üyesi Atakan Tantekin, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

Dr. Öğr. Üyesi Alper Burgaç, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

Arş. Gör. Hulusi Delibaş, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

Arş. Gör. Mahir Şahin, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

Arş. Gör. Hüseyin Emre Özgür, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

Arş. Gör. Gözde Güçlüten, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

Arş. Gör. İsmail Aktitiz, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

Arş. Gör.Dr. Abdurrahman Yavuzdeğer, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

Arş. Gör. Nihal Bayramoğlu Dişken, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

Arş. Gör. Deha Eker, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

Arş. Gör. Şekip Caner Esmerli, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

Arş. Gör. Utku Abanoz, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

BİLİM KURULU / *SCIENTIFIC COMMITTEE*

A. MANI, Hindistan Teknoloji Enstitüsü

A. Nihat BERKER, Kadir Has Üniversitesi

A.Taner DERBENTLİ, Işık Üniversitesi

Abdelaziz ATABANI MOHAMED, Erciyes Üniversitesi

Abdulcelil BUĞUTEKİN Bitlis Eren Üniversitesi

Abdulhakim KARAKAYA, Kocaeli Üniversitesi

Abdulkadir AYANOĞLU, Mardin Artuklu Üniversitesi

Abdulkerim OKBAZ, Doğuş Üniversitesi

Abdullah AKBULUT, Çankırı Karatekin Üniversitesi

Abdullah YILDIZ, Uşak Üniversitesi

Abdurrahman DEMİRCİ, Karamanoğlu Mehmetbey Üniversitesi

Abid USTAOĞLU ,Bartın Üniversitesi

Abuzer Kadir ÖZSUNAR, Gazi Üniversitesi

Adem ATMACA, Gaziantep Üniversitesi

Adem DALCALI, Bandırma Onyedi Eylül Üniversitesi

Adnan AKAY, İhsan Doğramacı Bilkent Üniversitesi

Adnan BERBER, Selçuk Üniversitesi

Adnan MİDİLLİ, İstanbul Teknik Üniversitesi

Adnan SÖZEN, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

Adnan TOPUZ, Bülent Ecevit Üniversitesi

Adrian BEJAN, Duke Üniversitesi

Afşin GÜNGÖR, Akdeniz Üniversitesi

Agis PAPADOPOULOS, Selanik Aristotle Üniversitesi

Ahmet Ali SERTKAYA, Selçuk Üniversitesi

Ahmet ARAN, Işık Üniversitesi

Ahmet ARISOY, İstanbul Teknik Üniversitesi

Ahmet CAN, Rumeli Üniversitesi

Ahmet CİHAN, Beykent Üniversitesi

Ahmet Cihat BAYTAŞ, İstanbul Gelişim Üniversitesi

Ahmet COŞGUN, Akdeniz Üniversitesi

Ahmet COŞKUN, Süleyman Demirel Üniversitesi

Ahmet ÇAĞLAR, Akdeniz Üniversitesi

Ahmet Demir BAYKA, Başkent Üniversitesi

Ahmet DURMAYAZ, İstanbul Teknik Üniversitesi

Ahmet ERDİL, Kocaeli Üniversitesi

Ahmet ERDOĞAN, İnönü Üniversitesi

Ahmet İhsan KUTLAR, Gaziantep Üniversitesi

Ahmet KABUL, Isparta Uygulamalı Bilimler Üniversitesi

Ahmet KAYA, Kahramanmaraş Sütçü İmam Üniversitesi

Ahmet KOLİP, Sakarya Uygulamalı Bilimler Üniversitesi

Ahmet PINARBAŞI, Yıldırım Beyazıt Üniversitesi

Ahmet Selim DALKILIÇ, Yıldız Teknik Üniversitesi

Ahmet Talat İNAN, Marmara Üniversitesi

Ahmet TANDIROĞLU, Erzincan Binali Yıldırım Üniversitesi

Ahmet YOZGATLIGİL, Orta Doğu Teknik Üniversitesi

Ahmet Z. Şahin Türk -Japon Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

Akın B. ETEMOĞLU, Uludağ Üniversitesi

Alaattin Metin KAYA, Uludağ Üniversitesi

Aleksandar ANDJELKOVIC, University of Novi Sad

Ali Bahadır OLCAY, Yeditepe Üniversitesi

Ali BOLATTÜRK, Süleyman Demirel Üniversitesi

Ali Can DALOĞLU, Karadeniz Teknik Üniversitesi

Ali Cemal BENİM, Düsseldorf Uygulamalı Bilimler Üniversitesi

Ali ERİŞEN, Ostim Teknik Üniversitesi

Ali KEÇEBAŞ, Muğla Sıtkı Koçman Üniversitesi

Ali Kemal YAKUT, Isparta Uygulamalı Bilimler Üniversitesi

Ali KILIÇARSLAN, Hitit Üniversitesi
Ali KOÇ, İskenderun Teknik Üniversitesi
Ali KODAL, İstanbul Gelişim Üniversitesi
Ali KOŞAR, Sabancı Üniversitesi
Ali Naci ÇELİK, Abant İzzet Baysal Üniversitesi
Ali ÖZEL, Heriot-Watt Üniversitesi
Ali PINARBAŞI, Yıldız Teknik Üniversitesi
Ali SÜRMEN, Bursa Teknik Üniversitesi
Ali YURDDAŞ, Manisa Celâl Bayar Üniversitesi
Alina Adriana MINEA, GheorgheAsachi Teknik Üniversitesi
Almıla G. YAZICIOĞLU, Orta Doğu Teknik Üniversitesi
Alp Er KONUKMAN, Gebze Teknik Üniversitesi
Alpaslan TURGUT, Dokuz Eylül Üniversitesi
Alper TEZCAN, İstanbul Arel Üniversitesi
Alperen TOZLU, Bayburt Üniversitesi
Altuğ KARABEY, Van Yüzüncü Yıl Üniversitesi
Amar Hasan HAMEED, Karatay Üniversitesi
Amina BENABDERRAHMANE, Mascara Üniversitesi
Ana LAZARO, Zaragoza Üniversitesi
Andrea LAZZARETTO, Padova Üniversitesi
Anna BOGDAN, Varşova Teknoloji Üniversitesi
Antonio GAGLIANO, Catania Üniversitesi
Antonio PASCAU, Zaragoza Üniversitesi
Apdulmutalip ŞAHİNASLAN, İnönü Üniversitesi
Arif Emre ÖZGÜR, Isparta Uygulamalı Bilimler Üniversitesi
Arif HEPBAŞLI, Yaşar Üniversitesi
Arif ÖZBEK, Çukurova Üniversitesi
Arif UZUN, Kastamonu Üniversitesi
Arzu ŞENCAN ŞAHİN, Isparta Uygulamalı Bilimler Üniversitesi
Aslıhan K. SEYHAN, Erzincan Binali Yıldırım Üniversitesi
Atakan AVCI, Bursa Uludağ Üniversitesi
Atakan TANTEKİN, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi
Ataollah KHANLARI, Tarsus Üniversitesi
Atila Abir İĞCİ, Bozok Üniversitesi
Atilla BIYIKOĞLU, Gazi Üniversitesi
Atilla G. DEVECİOĞLU, Dicle Üniversitesi
Aydın ÇITLAK, Fırat Üniversitesi
Aydın DURMUŞ, Ondokuz Mayıs Üniversitesi
Aydın Hacı DÖNMEZ, Haliç Üniversitesi
Aydoğan ÖZDAMAR, Ege Üniversitesi
Ayhan ONAT, Marmara Üniversitesi

Ayla DOĞAN, Akdeniz Üniversitesi
Ayşe ERGÜN AMAÇ, Kocaeli Üniversitesi
Ayşe KORUCU, İzmir Yüksek Teknoloji Enstitüsü
Ayşegül ABUŞOĞLU, İstanbul Teknik Üniversitesi
Ayşegül ÖZTÜRK, Trakya Üniversitesi
Aytunç EREK, Dokuz Eylül Üniversitesi
Bahadir DOĞAN, Eskişehir Osmangazi Üniversitesi
Bahadir Erman YÜCE, Bitlis Eren Üniversitesi
Bahattin TANÇ, İskenderun Teknik Üniversitesi
Bahri ŞAHİN, İstanbul Gelişim Üniversitesi
Bakhtier Farouk, Drexel Üniversitesi
Barbaros ÇETİN İhsan Doğramacı, Bilkent Üniversitesi
Barış DOĞRU, İstanbul Teknik Üniversitesi
Barış YILMAZ, Marmara Üniversitesi
Bayram ŞAHİN, İstanbul Teknik Üniversitesi
Bedri YÜKSEL, İstanbul Gelişim Üniversitesi
Bekir Sami YILBAŞ, Türk-Japon Bilim ve Teknoloji Üniversitesi
Bekir Zühtü UYSAL, Gazi Üniversitesi
Belen ZALBA, Zaragoza Üniversitesi
Bengi ŞANLI, Mersin Üniversitesi
Beril ÖZÇELİK, Kahramanmaraş Sütçü İmam Üniversitesi
Berrin YILMAZ, Trakya Üniversitesi
Bertan BEYLERGİL, Alanya Alaaddin Keykubat Üniversitesi
Beşir ŞAHİN, İstanbul Aydın Üniversitesi
Beycan İBRAHİMOĞLU, Anadolu Plazma Teknoloji Enerji Danışmanlık
Bilal AYDOĞAN, Bandırma Onyedi Eylül Üniversitesi
Bilge A. ÇEPER, Erciyes Üniversitesi
Birgül YAZICI, Çukurova Üniversitesi
Birol ŞAHİN, Recep Tayyip Erdoğan Üniversitesi
Birsen ERDOĞAN, Trakya Üniversitesi
Bora TİMURKUTLUK, Niğde Ömer Halisdemir Üniversitesi
Boris V. KOSOY, Odessa Ulusal Gıda Teknolojileri Akademisi
Burak BAL, Abdullah Gül Üniversitesi
Burak KURŞUN, Amasya Üniversitesi
Burçin Deda ALTAN, Akdeniz Üniversitesi
Burhan ÇUHADAROĞLU, Karadeniz Teknik Üniversitesi
Bülent YEŞİLATA, Ankara Yıldırım Beyazıt Üniversitesi
Cahit GÜRLEK, Sivas Cumhuriyet Üniversitesi
Cahit KURBANOĞLU, OSTİM Teknik Üniversitesi
Can COŞKUN, İzmir Demokrasi Üniversitesi
Canan CİMŞİT, Kocaeli Üniversitesi

Canan KANDİLLİ, Uşak Üniversitesi
Candeniz SEÇKİN, Marmara Üniversitesi
Canfuad DELALE, Mef Üniversitesi
Cengiz YILDIZ, Fırat Üniversitesi
Cenk ÇELİK, Kocaeli Üniversitesi
Cevdet DEMİRTAŞ, Karadeniz Teknik Üniversitesi
Cevdet Emin EKİNCİ, Fırat Üniversitesi
Ceyhun YILMAZ, Afyon Kocatepe Üniversitesi
Christos FRANGOPOULOS, Atina Ulusal Teknik Üniversitesi
Cihat ARSLANTÜRK, Atatürk Üniversitesi
Costas BALARAS, Atina Ulusal Gözlemevi
Cuma ÇETİNER, Harran Üniversitesi
Cuma KARAKUŞ, İskenderun Teknik Üniversitesi
Cüneyt SERT, Orta Doğu Teknik Üniversitesi
Çiğdem SUSANTEZ, Trakya Üniversitesi
Çisil TİMURALP, Eskişehir Osmangazi Üniversitesi
D Mohan LAL, AnnaUniversitesi
Daniel FAVRAT, EcolePolytechnique Federale de Lausanne
Demiral AKBAR, Ostim Teknik Üniversitesi
Deniz ULUSARSLAN, Yıldız Teknik Üniversitesi
Deniz YILMAZ, İstanbul Arel Üniversitesi
Derek Keith BAKER, Orta Doğu Teknik Üniversitesi
Derya Burcu ÖZKAN, Yıldız Teknik Üniversitesi
Dilek KUMLUTAŞ, Dokuz Eylül Üniversitesi
Dilek Nur ÖZEN, Necmettin Erbakan Üniversitesi
Dilek Özlem ESEN, Kocaeli Üniversitesi
Dinçer AKAL, Trakya Üniversitesi
Diponkar KUNDU, Pabna Bilim ve Teknoloji Üniversitesi
Doğan ERDEMİR, Erciyes Üniversitesi
Doğan ERYENER, Trakya Üniversitesi
Dong LI Northeast, Petrol Üniversitesi
Duygu UYSAL ZIRAMAN, Gazi Üniversitesi
Ebrahim Al HAJRI, KhalifaUniversitesi
Ebru AKPINAR, Fırat Üniversitesi
Ebru MANÇUHAN, Marmara Üniversitesi
Eduardo MALDONADO, Porto Üniversitesi
Egemen SULUKAN, İstanbul Gedik Üniversitesi
Egon HASSEL, Rostock Üniversitesi
Ekin ÖZGİRGİN YAPICI, Çankaya Üniversitesi
Ekrem BÜYÜKKAYA, Sakarya Üniversitesi
Ela KATI SUNAY, Süleyman Demirel Üniversitesi

Elif Begüm ELÇİOĞLU, Eskişehir Teknik Üniversitesi

Elif ÖĞÜT, Kocaeli Üniversitesi

Emin AÇIKKALP, Eskişehir Teknik Üniversitesi

Emin Fuad KENT, İstanbul Teknik Üniversitesi

Emrah DENİZ, Karabük Üniversitesi

Emrah ÖZAHİ, Gaziantep Üniversitesi

Emre ALPMAN, Marmara Üniversitesi

Emre KARA, Gaziantep Üniversitesi

Emre TURGUT, Fırat Üniversitesi

Engin ÖZDEMİR, Kocaeli Üniversitesi

Enrico SCIUBBA, Niccolò Cusano Üniversitesi

Enver YALÇIN, Balıkesir Üniversitesi

Ercüment KARAKAŞ, Kocaeli Üniversitesi

Erdal ÇETKİN, İzmir Yüksek Teknoloji Enstitüsü

Erdem AN, Yeditepe Üniversitesi

Erdem CÜCE, Recep Tayyip Erdoğan Üniversitesi

Erdem IŞIK, Munzur Üniversitesi

Ergün KORKMAZ, Isparta Uygulamalı Bilimler Üniversitesi

Erhan FIRAT, Munzur Üniversitesi

Erhan PULAT, Uludağ Üniversitesi

Erkan AYDER, İstanbul Teknik Üniversitesi

Erman Kadir ÖZTEKİN, Bayburt Üniversitesi

Erol ARCAKLIOĞLU, Yıldırım Beyazıt Üniversitesi

Erol GÜLTEKİN, Türk Hava Kurumu Üniversitesi

Ersin SAYAR, İstanbul Teknik Üniversitesi

Ertan BAYDAR, Karadeniz Teknik Üniversitesi

Ertan BUYRUK, Sivas Cumhuriyet Üniversitesi

Ertuğrul BALTACIOĞLU, İskenderun Teknik Üniversitesi

Ertuğrul CİHAN, Osmaniye Korkut Ata Üniversitesi

Essam Eldin KHALIL, Kahire Universitesi

Ethem TOKLU, Düzce Üniversitesi

Eyüb CANLI, Selçuk Üniversitesi

Eyüp KOÇAK, Çankaya Üniversitesi

Eyüphan MANAY, Erzurum Teknik Üniversitesi

Fadime ŞİMŞEK, Atatürk Üniversitesi

Faraz AFSHARI, Erzurum Teknik Üniversitesi

Faris KAYA, Antalya Bilim Üniversitesi

Farrukh KHALID, Indian Institute of Technology

Faruk KÖSE, Konya Teknik Üniversitesi

Faruk ORAL, Bitlis Eren Üniversitesi

Faruk YEŞİLDAL, Atatürk Üniversitesi

Fatih AKTAŞ, Gazi Üniversitesi

Fatih BAYRAK, Siirt Üniversitesi

Fatih DARICIK, Alanya Alaaddin Keykubat Üniversitesi

Fatma Çanka KILIÇ, Kocaeli Üniversitesi

Ferda MUTLU, Gazi Üniversitesi

Ferhat KAYA, Iğdır Üniversitesi

Ferhat KILINÇ, Sivas Cumhuriyet Üniversitesi

Feridun ÖZGÜÇ, İstanbul Teknik Üniversitesi

Feyza KAZANÇ ÖZERİNÇ, Orta Doğu Teknik Üniversitesi

Fikret POLAT, Düzce Üniversitesi

Fikret YÜKSEL, Yalova Üniversitesi

Filiz ÖZGEN, Fırat Üniversitesi

Fuat KAYA, Ömer Halisdemir Üniversitesi

Fuat YILMAZ, Gaziantep Üniversitesi

Galip TEMİR, Yıldız Teknik Üniversitesi

Gamze GENÇ, Erciyes Üniversitesi

GiuseppeMarco TINA, Catania Üniversitesi

Gökhan ARSLAN, Mersin Üniversitesi

Gökhan GÜRLEK, Ege Üniversitesi

Gökhan KAHRAMAN, Munzur Üniversitesi

Gökhan ÖMEROĞLU, Atatürk Üniversitesi

Göksel ÖZKAN, Gazi Üniversitesi

Gülden GÖKÇEN AKKURT, İzmir Yüksek Teknoloji Enstitüsü

Gülfeza KARDAŞ, Çukurova Üniversitesi

Gülşah ÇAKMAK, Fırat Üniversitesi

Gülşen YAMAN, Balıkesir Üniversitesi

Güray KILINÇÇEKER, Çukurova Üniversitesi

Gürkan SOYKAN, Bahçeşehir Üniversitesi

Gürsel ÇINAR, Erciyes Üniversitesi

H. Rıza GÜVEN, İstanbul Üniversitesi

Habib UMUR, Uludağ Üniversitesi

Hacı Mehmet ŞAHİN, Gazi Üniversitesi

Hacimurat DEMİR, Aksaray Üniversitesi

Hafit YÜNCÜ, Orta Doğu Teknik Üniversitesi

Hakan BAYRAKTAR, Karadeniz Teknik Üniversitesi

Hakan ÇALIŞKAN, Uşak Üniversitesi

Hakan DEMİR, Yıldız Teknik Üniversitesi

Hakan ERTÜRK, Boğaziçi Üniversitesi

Hakan Fehmi ÖZTOP, Fırat Üniversitesi

Hakan KARAKAYA, Batman Üniversitesi

Hakan ÖZCAN, Ondokuz Mayıs Üniversitesi

Hakan Serhad SOYHAN, Sakarya Üniversitesi
Halil ATALAY, Bozok Üniversitesi
Halil ÇETİN, Burdur Mehmet Akif Ersoy Üniversitesi
Halil İbrahim, Kocaeli Üniversitesi
Halil İbrahim ACAR, Cumhuriyet Üniversitesi
Halil İBRAHİM SARAÇ, Kocaeli Üniversitesi
Halil Kürşad ERSOY, Konya Teknik Üniversitesi
Halil TUZCU, Uşak Üniversitesi
Halime PAKSOY, Çukurova Üniversitesi
Halit KARABULUT, Gazi Üniversitesi
Halit LUTFİ YÜCEL, Fırat Üniversitesi
Halit YAŞAR, Sakarya Üniversitesi
Haluk AKSEL, Orta Doğu Teknik Üniversitesi
Hameed METGHALCHI, NortheasternUniversitesi
Handan Özlü TORUN, Kahramanmaraş İstiklal Üniversitesi
Hans-Joachim KRETZSCHMAR, ZittauGörlitz Uygulamalı Bilimler Üniversitesi
Harun Kemal ÖZTÜRK, Pamukkale Üniversitesi
Harun ÖZBAY, Bandırma Onyedi Eylül Üniversitesi
Hasan Alpay HEPERKAN, Yıldız Teknik Üniversitesi
Hasan BEDİR, Boğaziçi Üniversitesi
Hasan Donat YILDIZAY, Dumlupınar Üniversitesi
Hasan GÜNEŞ, İstanbul Teknik Üniversitesi
Hasan Hüseyin BİLGİÇ, Necmettin Erbakan Üniversitesi
Hasan KARABAY, Kocaeli Üniversitesi
Hasan KÖTEN, İstanbul Medeniyet Üniversitesi
Hasan KÜÇÜK, Sakarya Üniversitesi
Hasan OKTAY, Batman Üniversitesi
Hasan ÖZCAN, Yıldırım Beyazıt Üniversitesi
Hasan Rıza GÜVEN, İstanbul Üniversitesi-Cerrahpaşa
Hasan YAMIK, Bilecik Şeyh Edebali Üniversitesi
Haşmet TÜRKOĞLU, Çankaya Üniversitesi
Hatem Hasan ISMAEEL, DuhokPoliteknikÜniversitesi
Hatice Begüm MURATHAN, Gazi Üniversitesi
Havva CEYLAN, Tekirdağ Namık Kemal Üniversitesi
Haydar ARAS, Eskişehir Osmangazi Üniversitesi
Haydar EREN, Fırat Üniversitesi
Haydar KÜÇÜK, Karadeniz Teknik Üniversitesi
Hayriye Sevil ERGÜR, Eskişehir Osmangazi Üniversitesi
Hıdır MARAL, Işık Üniversitesi
Hikmet ESEN, Fırat Üniversitesi
Hojin AHN (Erdem AN), Yeditepe Üniversitesi

Hüsamettin BULUT, Harran Üniversitesi

Hüseyin AKILLI, Çukurova Üniversitesi

Hüseyin AYDIN, Batman Üniversitesi

Hüseyin Can ÖNEL, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi

Hüseyin GÜNERHAN, Ege Üniversitesi

Hüseyin KAHRAMAN, Sakarya Uygulamalı Bilimler Üniversitesi

Hüseyin KAYA, Bartın Üniversitesi

Hüseyin KURT, Necmettin Erbakan Üniversitesi

Hüseyin PEHLİVAN, Sakarya Üniversitesi

Hüseyin Şinasi ONUR, Işık Üniversitesi

Hüseyin TOPAL, Gazi Üniversitesi

Hüseyin Utku HELVACI, Doğuş Üniversitesi

Hüseyin YAĞLI, Gaziantep Üniversitesi

Hüseyin YAPICI, Başkent Üniversitesi

Ilmutdin ABDULAGATOV, Dagestan Devlet Üniversitesi

İ. Gökhan AKSOY, İnönü Üniversitesi

İbrahim ATMACA, Akdeniz Üniversitesi

İbrahim ÇİFTÇİ, Çankırı Karatekin Üniversitesi

İbrahim DİNÇER, Ontario Üniversitesi

İbrahim Halil YILMAZ, Alparslan Türkeş Bilim Ve Teknoloji Üniversitesi

İbrahim KILIÇASLAN, Kocaeli Üniversitesi

İbrahim KOÇ, Altınbaş Üniversitesi

İbrahim ÖZKOL, İstanbul Teknik Üniversitesi

İbrahim Timuçin İNCE, İstanbul Arel Üniversitesi

İbrahim UZUN, Kırıkkale Üniversitesi

İhsan DAĞTEKİN, Fırat Üniversitesi

İlhami HORUZ, Gazi Üniversitesi

İlhan Tekin ÖZTÜRK, Kocaeli Üniversitesi

İlhan Volkan ÖNER, Atatürk Üniversitesi

İlyas KANDEMİR, Gebze Teknik Üniversitesi

İmdat TAYMAZ, Sakarya Üniversitesi

İrfan KURTBAŞ, Hitit Üniversitesi

İrfan UÇKAN, Van Yüzüncü Yıl Üniversitesi

İsak KOTCİOĞLU, Atatürk Üniversitesi

İsmail ATA, Erciyes Üniversitesi

İsmail EKMEKÇİ, İstanbul Ticaret Üniversitesi

İsmail HİLALİ, Harran Üniversitesi

İsmail SOLMAZ, Atatürk Üniversitesi

İsmail TEKE, Yıldız Teknik Üniversitesi

İsmail Yalçın URALCAN, İstanbul Teknik Üniversitesi

İsmet SEZER, Gümüşhane Üniversitesi

İsmet TIKIZ, Kocaeli Üniversitesi

İşilay ULUSOY, İstanbul Okan Üniversitesi

Jan TALER, Cracow Teknoloji Üniversitesi

Javid SAFAROV, Rostock Üniversitesi

Jean-Marie BUCHLİN, Von Karman Enstitüsü

Jeroen Van BEECK, Von Karman Enstitüsü

Jesus XAMAN , CentroNacional de Investigación y DesarrolloTecnológico

Johan JACQUEMIN, Francois Rabelais Üniversitesi

Jose SWAMINATHAN, Vellore Teknoloji Enstitüsü

Juan Pedro SOLANO, Cartagena Politeknik Üniversitesi

Juergen NOCKE Rostock, Üniversitesi

Jyotirmay MATHUR, Malaviya Ulusal Teknoloji Enstitüsü

K SRITHAR, Thiagarajar Mühendislik Üniversitesi

Kadir Aydın, Çukurova Üniversitesi

Kadir BAKIRCI, Atatürk Üniversitesi

Kadir BİLEN, Atatürk Üniversitesi

Kadir KAVAKLIOĞLU, Pamukkale Üniversitesi

Kadir KIRKKÖPRÜ, İstanbul Teknik Üniversitesi (EMEKLİ)

Kadir Sercan BAYRAM, Hasan Kalyoncu Üniversitesi

Kadir YILMAZ Kocaeli, Üniversitesi

Kadri Süleyman YİĞİT, Kocaeli Üniversitesi

Kamaruzzaman SOPIAN, Ulusal Malezya Üniversitesi

Kamil ARSLAN, Karabük Üniversitesi

Kamil KAHVECİ, Trakya Üniversitesi

Kapilan NATESAN, Nitte Meenakshi Teknoloji Enstitüsü

Kasım BİBER, Bartın Üniversitesi

Kasım OCAKOĞLU, Tarsus Üniversitesi

Kazım PIHTILI, Bingöl Üniversitesi (EMEKLİ)

Kazi ABM MOHIUDDIN, Khulna Mühendislik ve Teknoloji Üniversitesi

Kemal ALDAŞ, Aksaray Üniversitesi

Kemal BİLEN, Ankara Yıldırım Beyazıt Üniversitesi

Kemal ERMİŞ, Sakarya Uygulamalı Bilimler Üniversitesi

Kemal Fürkan SÖKMEN, Bursa Teknik Üniversitesi

Kemal KUVVET, Recep Tayyip Erdoğan Üniversitesi

Kemal Levend PARNAS, TED Üniversitesi

Kenan YAKUT, Atatürk Üniversitesi

Koray KARABULUT, Sivas Cumhuriyet Üniversitesi

L. Berrin ERBAY, Eskişehir Osmangazi Üniversitesi

Leonard L. VASILIEV, Luikov Isı ve Kütle Transferi Enstitüsü

Levent BİLİR, Yaşar Üniversitesi

Levent ÇOLAK, Başkent Üniversitesi

Leyla ÖZGENER, Manisa Celâl Bayar Üniversitesi

Liviu DRUGHEAN, Bucharest Teknik Yapı Üniversitesi

Luis SERRA, Zaragoza Üniversitesi

Lütfullah KUDDUSİ, İstanbul Teknik Üniversitesi

Lütfü NAMLI, Samsun Üniversitesi

M. Azmi AKTACİR, Harran Üniversitesi

M. Haluk AKSEL, Türk Hava Kurumu Üniversitesi

M. Pınar MENGÜÇ, Özyeğin Üniversitesi

M. Zeki YILMAZOĞLU, Gazi Üniversitesi

M.P. MAIYA, Hindistan Teknoloji Enstitüsü

Maddali RAMGOPAL, Hindistan Teknoloji Enstitüsü

Mahir GÜLEN, Bartın Üniversitesi

Mahmoud FOUAD, Kahire Üniversitesi

Mahmut ALKAN, Ömer Halisdemir Üniversitesi

Mahmut KAPLAN, Gaziantep Üniversitesi

Marzena DZIDA, Silesia Üniversitesi

Md ROKUNZZAMAN, Rajshahi Mühendislik ve Teknoloji Üniversitesi

Mehmet Akif CEVİZ, Erzurum Teknik Üniversitesi

Mehmet Akif EZAN, Dokuz Eylül Üniversitesi

Mehmet ARIK, Özyeğin Üniversitesi

Mehmet Azmi AKTACİR, Harran Üniversitesi

Mehmet Barış ÖZERDEM, İzmir Ekonomi Üniversitesi

Mehmet BİLGİLİ, Çukurova Üniversitesi

Mehmet BULUT, Hakkari Üniversitesi

Mehmet DAŞ, Fırat Üniversitesi

Mehmet DİREK, Yalova Üniversitesi

Mehmet DOĞAN, Bozok Üniversitesi

Mehmet DURANAY, Fırat Üniversitesi

Mehmet Emin ARICI, Karadeniz Teknik Üniversitesi

Mehmet Emre ERDEM, İstanbul Bilgi Üniversitesi

Mehmet Esen, Fırat Üniversitesi

Mehmet Fatih KAYA, Erciyes Üniversitesi

Mehmet Fevzi KÖSEOĞLU, Pamukkale Üniversitesi

Mehmet KANOĞLU, ALANYA ALAADDİN KEYKUBAT ÜNİVERSİTESİ

Mehmet KAYA, Kocaeli Üniversitesi

Mehmet KOPAÇ, Bülent Ecevit Üniversitesi

Mehmet Mete ÖZTÜRK, Eskişehir Teknik Üniversitesi

Mehmet Onur GÜLBAHÇE, İstanbul Teknik Üniversitesi

Mehmet ÖZALP, Karabük Üniversitesi

Mehmet ÖZGÜN KORUKÇU, Uludağ Üniversitesi

Mehmet Sait SÖYLEMEZ, Gaziantep Üniversitesi

Mehmet Salih CELLEK, University of Alabama
Mehmet SANDER ÇALIŞAL, Piri Reis Üniversitesi
Mehmet Selçuk MERT, Yalova Üniversitesi
Mehmet Tahir ERDİNÇ, Tarsus Üniversitesi
Mehmet Yaşar GÜNDOĞDU, Gaziantep Üniversitesi
Mehmet YILMAZ, İnönü Üniversitesi
Mehmet ZERRAKKİ IŞIK, Batman Üniversitesi
Melda ÇARPINLIOĞLU, Gaziantep Üniversitesi
Melih YILDIZ, Iğdır Üniversitesi
Meral ALTINAY, Kocaeli Üniversitesi
Meral ÖZEL, Fırat Üniversitesi
Merdin DANIŞMAZ, Kırşehir Ahi Evran Üniversitesi
Mert GÜR, İstanbul Teknik Üniversitesi
Mert KILINÇEL, Düzce Üniversitesi
Merve GÖRDESEL, Gazi Üniversitesi
Merve ŞENTÜRK ACAR, Bilecik Şeyh Edebali Üniversitesi
Meryem Handan ÇUBUK, Yıldız Teknik Üniversitesi
Meryem TERHAN, Gümüşhane Üniversitesi
Mesut GÜR, İstanbul Teknik Üniversitesi
Mete BUDAKLI, Özyeğin Üniversitesi
Metin AYDIN, Kocaeli Üniversitesi
Metin KÖK, Kahramanmaraş Sütçü İmam Üniversitesi
Mevlüt ARSLAN, Bozok Üniversitesi
Michal KRAJCIK, Slovak Teknoloji Üniversitesi
Michel D. HAYEK, Notre Dame Üniversitesi
Michel FEIDT, Lorraine Üniversitesi
Milind V. RANE, Indian Institute of Technology Bombay
Moritz HÜBEL, Rostock Üniversitesi
MS DASGUPTA, Birla Bilim ve Teknoloji Enstitüsü
Muammer ÖZGÖREN, Necmettin Erbakan Üniversitesi
Muhammet ÇELİK, Aksaray Üniversitesi
Muhammet YÜRÜSOY, Afyon Kocatepe Üniversitesi
Muharrem EYİDOĞAN, Kocaeli Üniversitesi
Muharrem Hilmi AKSOY, Konya Teknik Üniversitesi
Muharrem İMAL, Kahramanmaraş Sütçü İmam Üniversitesi
Muhiddin CAN, Uludağ Üniversitesi
Muhsin KILIÇ, Uludağ Üniversitesi
Murat ÇAKAN, İstanbul Teknik Üniversitesi
Murat ÇELİK, Boğaziçi Üniversitesi
Murat GÖKÇEK, Ömer Halisdemir Üniversitesi
Murat HOŞÖZ, Kocaeli Üniversitesi

Murat Kadri AKTAŞ, TOBB Ekonomi ve Teknoloji Üniversitesi

Murat KARABEKTAŞ, Sakarya Üniversitesi

Murat KÖKSAL, Hacettepe Üniversitesi

Murat ŞAHİN, Milli Savunma Üniversitesi

Murat ÜNVERDİ, Aydın Adnan Menderes Üniversitesi

Musa ÖZKAN, Bilecik Şeyh Edebali Üniversitesi

Mustafa ACAR, Süleyman Demirel Üniversitesi

Mustafa ACAROĞLU, Selçuk Üniversitesi

Mustafa AKTAŞ, Gazi Üniversitesi

Mustafa Ali ERGÜN ERTÜRK, Sakarya Uygulamalı Bilimler Üniversitesi

Mustafa Arif ÖZGÜR, Dumlupınar Üniversitesi

Mustafa ASKER, Aydın Adnan Menderes Üniversitesi

Mustafa ATMACA, Marmara Üniversitesi

Mustafa BAYRAK, Ömer Halisdemir Üniversitesi

Mustafa ÇANAKÇI, Kocaeli Üniversitesi

Mustafa ERTUNÇ TAT, Eskişehir Osmangazi Üniversitesi

Mustafa İLBAŞ, Gazi Üniversitesi

Mustafa İNALLI, Fırat Üniversitesi

Mustafa KEMAL BALKİ, Sinop Üniversitesi

Mustafa KILIÇ, Alparslan Türkeş Bilim Ve Teknoloji Üniversitesi

Mustafa Osman ISIKAN, Marmara Üniversitesi

Mustafa ÖZBEY, Ondokuz Mayıs Üniversitesi

Mustafa ÖZDEMİR, İstanbul Teknik Üniversitesi

Mustafa P. MENGÜÇ, Özyeğin Üniversitesi

Mustafa S. KÜÇÜKA, Dokuz Eylül Üniversitesi

Mustafa SARIOĞLU, Karadeniz Teknik Üniversitesi

Mustafa Serdar GENÇ, Erciyes Üniversitesi

Mustafa Tolga BALTA, Uşak Üniversitesi

Mustafa Turhan ÇOBAN, Piri Reis Üniversitesi

Mustafa TUTAR, Ankara Üniversitesi

Mustafa Yusuf YAZICI, Samsun Üniversitesi

Müekikrimin Ş. GÜNEY, Giresun Üniversitesi

Müslüm ARICI, Kocaeli Üniversitesi

Nadir İLTEN, Balıkesir Üniversitesi

Nafiz KAHRAMAN, Erciyes Üniversitesi

Nagihan BİLİR SAĞ, Konya Teknik Üniversitesi

Naime Filiz ÖZDİL, Alparslan Türkeş Bilim Ve Teknoloji Üniversitesi

Nazım KURTULMUŞ, Alparslan Türkeş Bilim Ve Teknoloji Üniversitesi

Nazım USTA, Pamukkale Üniversitesi

Necati MAHİR, Eskişehir Osmangazi Üniversitesi

Necati ÖZSEZEN, Kocaeli Üniversitesi

Necdet ALTUNTOP, Erciyes Üniversitesi
Necmettin ŞAHİN, Aksaray Üniversitesi
Nedim SÖZBİR, Düzce Üniversitesi
Nesreen GHADDAR, Beirut Amerikan Üniversitesi
Nesrin ADIGÜZEL, Atatürk Üniversitesi
Nesrin K. DEMİR, Erciyes Üniversitesi
Nevin ÇELİK, Fırat Üniversitesi
Nevzat ONUR, Çankaya Üniversitesi
Nezaket PARLAK, Sakarya Üniversitesi
Nimeti DÖNER, Gazi Üniversitesi
Nitin NAIK, ASHRAE Dew Point Section
Nurbay GÜLTEKİN, İstanbul Arel Üniversitesi
Nurdan YILDIRIM, Yaşar Üniversitesi
Nureddin DİNLER, Gazi Üniversitesi
Nurettin YAMANKARADENİZ,Uludağ Üniversitesi
Nuri YÜCEL, Gazi Üniversitesi
Nurullah ARSLANOĞLU, Bursa Uludağ Üniversitesi
Nurullah KAYACI, Yıldız Teknik Üniversitesi
Oğuz ARSLAN, Bilecik Şeyh Edebali Üniversitesi
Oğuz TURGUT, Gazi Üniversitesi
Oğuzhan ERBAŞ, Dumlupınar Üniversitesi
Okan KON, Balıkesir Üniversitesi
Oktay HACIHAFIZOĞLU, Trakya Üniversitesi
Oktay ÖZCAN, İstanbul Gelişim Üniversitesi
Okyar KAYA, Pamukkale Üniversitesi
Olcay KINCAY, Yıldız Teknik Üniversitesi
Omar Adil ZAINAL, Kerkuk Üniversitesi
Onur TAYLAN, Orta Doğu Teknik Üniversitesi
Onur TUNÇER, İstanbul Teknik Üniversitesi
Orhan ARPA, Dicle Universitesi
Orhan AYDIN, Karadeniz Teknik Üniversitesi
Orhan BÜYÜKALACA, Çukurova Üniversitesi
Orhan DURGUN, Avrasya Üniversitesi
Orhan EKREN, Cranfield University
Osman Akın KUTLAR, İstanbul Teknik Üniversitesi
Osman BİLGİN, Gaziantep İslam Bilim Ve Teknoloji Üniversitesi
Osman BOZDAĞ, Kocaeli Üniversitesi
Osman ISIKAN, Marmara Üniversitesi
Osman İPEK, Süleyman Demirel Üniversitesi
Ömer ARSLAN, Muş Alparslan Üniversitesi
Ömer CİHAN, Sakarya Uygulamalı Bilimler Üniversitesi

Ömer ÇOMAKLI, Atatürk Üniversitesi
Ömer Faruk CAN, Dicle Üniversitesi
Ömer GENÇ, Ömer Halisdemir Üniversitesi
Ömer KAYNAKLI, Uludağ Üniversitesi
Ömer ÖZYURT, Bolu Abant İzzet Baysal Üniversitesi
Önder KAŞKA, Osmaniye Korkut Ata Üniversitesi
Önder KIZILKAN, Isparta Uygulamalı Bilimler Üniversitesi
Önder ÖZGENER, Ege Üniversitesi
Özcan ATLAM, Kocaeli Üniversitesi
Özcan KÖYSÜREN, Ankara Üniversitesi
Özden AĞRA, Yıldız Teknik Üniversitesi
Özer AYDIN, Dumlupınar Üniversitesi
Özgür AYDIN, Karadeniz Teknik Üniversitesi
Özgür BAYER, Orta Doğu Teknik Üniversitesi
Özgür EKİCİ, Hacettepe Üniversitesi
Özgür EROL, Başkent Üniversitesi
Özkan Murat DOĞAN, Gazi Üniversitesi
Philippe MATHİEU, Norges Teknisk-Naturvitenskapelige Universitet
Rabi KARAALİ, Bayburt Üniversitesi
Rachid BENNACER, Cachan Yüksek Okulu
Rafet YAPICI, Konya Teknik Üniversitesi
Rahim JAFARI, Atılım Üniversitesi
Rahula ATTALAGE, Sri Lanka Institute of Information Technology
Ramazan KÖSE, Dumlupınar Üniversitesi
Ramazan SELVER, Süleyman Demirel Üniversitesi
Ramazan SOLMAZ, Bingöl Üniversitesi
Ramis ÖRLÜ, KthRoyal Teknoloji Enstitüsü
Rasim BEHÇET, İnönü Üniversitesi
Recep YUMRUTAŞ, Gaziantep Üniversitesi
Refet KARADAĞ, Adıyaman Üniversitesi
Reşat SELBAŞ, Isparta Uygulamalı Bilimler Üniversitesi
S. BHATTACHARJEE, San Diego University
S. WONORAHARDJO, Bandung Teknoloji Enstitüsü
S.A. SHERIF, Florida Üniversitesi
Saad bin MANSOUR, Kral Fahd Petrol ve Maden Üniversitesi
Sabit KORCAK, Artvin Çoruh Üniversitesi
Sadık ATA, Kto Karatay Üniversitesi
Sadık Engin KILIÇ, Atılım Üniversitesi
Sadık KAKAÇ, TOBB Ekonomi ve Teknoloji Üniversitesi
Saim KOÇAK, Konya Teknik Üniversitesi
Sakine KIRATL, Çankırı Karatekin Üniversitesi

Salih KARAASLAN, Gazi Üniversitesi

Salwa BOUADILA, Enerji Araştırma ve Teknoloji Merkezi

Samar JABER, Madaba Amerikan Üniversitesi

Sandro NIZETIC, Split Üniversitesi

Sanjeev JAIN, Delhi Hint Teknoloji Enstitüsü

Sedat YAYLA, Yüzüncü Yıl Üniversitesi

Selahaddin O. AKANSU, Erciyes Üniversitesi

Selahattin ÇELİK, Ankara Yıldırım Beyazıt Üniversitesi

Selçuk DARICI, Konya Teknik Üniversitesi

Selçuk SARIKOÇ, Amasya Üniversitesi

Selin A. ÇELEBİOĞLU, TED Üniversitesi

Selma AKÇAY, Çankırı Karatekin Üniversitesi

Selman ÇAĞMAN, Kocaeli Üniversitesi

Semiha ÖZTUNA, Trakya Üniversitesi

Sercan ACARER, İzmir Katip Çelebi Üniversitesi

Sercan DOĞAN, Konya Teknik Üniversitesi

Serdar ERHATISARI, Gaziantep İ. B. vee Teknoloji Üniversitesi

Serhan KÜÇÜKA, Dokuz Eylül Üniversitesi

Serkan ISLAK, Kastamonu Üniversitesi

Serpil ÖZKILIÇ, Erciyes Üniversitesi

Sertaç ÇADIRCI, İstanbul Teknik Üniversitesi

Sertaç S. SEYİTOĞLU, Hitit Üniversitesi

Seyed M. T. MOUSAVI, Doğuş Üniversitesi

Seyhan ONBAŞIOĞLU, İstanbul Teknik Üniversitesi

Sezgi KOÇAK SOYLU, Antalya Bilim Üniversitesi

Sibel GÜNEŞ, Erciyes Üniversitesi

Sinan ÇALIŞKAN, Hitit Üniversitesi

Sinan GÜÇLÜER, Aydın Adnan Menderes Üniversitesi

Stanislaw SZWAJA, Czestochowa Teknoloji Üniversitesi

Suat CANBAZOĞLU, İnönü Üniversitesi

Suha Orçun MERT, İskenderun Teknik Üniversitesi

Süleyman BAŞTÜRK, Altınbaş Üniversitesi

Şaban ÜNAL, Osmaniye Korkut Ata Üniversitesi

Şemsi B. ALTAN, Giresun Üniversitesi

Şendoğan KARAGÖZ, Atatürk Üniversitesi

Şenol BAŞKAYA , Gazi Üniversitesi

Şerafettin ÖZBEY, Ardahan Üniversitesi

Şeref SOYLU, Kocaeli Üniversitesi

Şevket Ö. ATAYILMAZ, Yıldız Teknik Üniversitesi

Şule KAPKIN, İstanbul Üniversitesi

Şule ÖZDEMİR, Kocaeli Üniversitesi

Şükran EFE, Atatürk Üniversitesi

Tahir H. KARAKOÇ, Eskişehir Teknik Üniversitesi

Tahir YAVUZ, Başkent Üniversitesi

Tahsin ENGİN, İstanbul teknik Üniversitesi

Tamer ÇALIŞIR, Gazi Üniversitesi

Tansel KOYUN, Süleyman Demirel Üniversitesi

Tayfun MENLİK, Gazi Üniversitesi

Teoman AYHAN, Avrasya Üniversitesi

Tofig Memmedli, Ardahan Üniversitesi

Tolga BEKLER, Çanakkale Onsekiz Mart Üniversitesi

Tolga DEMİRCAN, Kırıkkale Üniversitesi

Tolga PIRASACI, Gazi Üniversitesi

Tuba Okutucu ÖZYURT, İstanbul Teknik Üniversitesi

Tuğçe YÜKSEL BEDİZ, Sabancı Üniversitesi

Tunç TÜKEN, Çukurova Üniversitesi

Tural TUNAY, Alparslan Türkeş B.ve T. Üniversitesi

Tülin BALİ, Karadeniz Teknik Üniversitesi

Ufuk DURMAZ, Sakarya Üniversitesi

Ufuk GÜNDÜZ, Gazi Üniversitesi

Uğur KÖKLÜ, Karamanoğlu Mehmetbey Üniversitesi

Ulviyya A. HASANOVA, Baku StateUniversity

Umut CEYHAN, İzmir Katip Çelebi Üniversitesi

Ülkü Ece AYLI, Çankaya Üniversitesi

Ümit NAZLI TEMEL, Sivas Cumhuriyet Üniversitesi

Ümit ÜNVER, Yalova Üniversitesi

Ümran ERÇETİN, Dumlupınar Üniversitesi

Ünal AKDAĞ, Aksaray Üniversitesi

Ünal ÇAMDALI, Yıldırım Beyazıt Üniversitesi

Ünal UYSAL, Sakarya Üniversitesi

Vagif ABBASOV , Azerbaycan Ulusal Bilim Akademisi

Valan ARASU, Thiagarajar Mühendislik Üniversitesi

Veli ÇELİK, Yıldırım Beyazıt Üniversitesi

Velisa VESOVIC, ImperialCollege Londra

Veysel ÖZCEYHAN, Erciyes Üniversitesi

Veysel ÖZDEMİR, Gazi Üniversitesi

Volkan ÇOBAN, Kocaeli Üniversitesi

Volkan ESKİZEYBEK, Çanakkale Onsekiz Mart Üniversitesi

Volkan KIRMACI, Bartın Üniversitesi

Volkan Ş. EDİGER, Kadir Has Üniversitesi

Walid CHAKROUN, KuwaitUniversity

Wang FUQIANG , Harbin Teknoloji Enstitüsü

Wojciech STANEK, Silesian Teknoloji Üniversitesi

Yahya DOĞU, Kırıkkale Üniversitesi

Yahya Erkan AKANSU, Ömer Halisdemir Üniversitesi

Yakup Erhan BÖKE, İstanbul Teknik Üniversitesi

Yash SHUKLA, CEPT Üniversitesi

Yasin Varol, Fırat Üniversitesi

Yaşar DEMİREL, Nebraska Üniversitesi

Yaşar İSLAMOĞLU, Sakarya Üniversitesi

Yaşar KOBYA, Artvin Çoruh Üniversitesi

Yıldız KOÇ, İskenderun Teknik Üniversitesi

Yunus Ali ÇENGEL Nevada Üniversitesi

Yunus ÇERÇİ, Aydın Adnan Menderes Üniversitesi

Yunus SAYAN, Bitlis Eren Üniversitesi

Yusuf Ali KARA, Bursa Teknik Üniversitesi

Yusuf ÇAY, Sakarya U. Bilimler Üniversitesi

Yusuf TEKİN, Erciyes Üniversitesi

Yücel ÖZMEN, Karadeniz Teknik Üniversitesi

Yüksel KAPLAN, Ömer Halisdemir Üniversitesi

Zafer DURSUNKAYA, Orta Doğu Teknik Üniversitesi

Zafer GEMİCİ, Yıldız Teknik Üniversitesi

Zafer UTLU, Haliç Üniversitesi

Zehra ŞAHİN, Karadeniz Teknik Üniversitesi

Zekeriya ALTAÇ, Eskişehir Osmangazi Üniversitesi

Zeki ARGUNHAN, Bitlis Eren Üniversitesi

Zeynep AYTAÇ YILMAZ, Gazi Üniversitesi

Zeynep Düriye BİLGE, Yıldız Teknik Üniversitesi

Zeynep Sibel ÖZDOĞAN, Marmara Üniversitesi

Ziya H. KARADENİZ, İzmir Yüksek Teknoloji Enstitüsü

Zoltan MAGYAR , Budapeşte Tek. ve Ekon. Üniversitesi

Zuhal Oktay COŞKUN, İzmir Demokrasi Üniversitesi

Zühtü Hakan AKPOLAT, Fatih S. Mehmet Vakıf Üniversitesi

DAVETLİ KONUŞMACILAR

Prof. Dr. Orhan AYDIN
TÜBİTAK Başkanı



Karadeniz Teknik Üniversitesi Makine Mühendisliği Termodinamik Anabilim Dalı öğretim üyelerinden olan Aydın, 2007 yılında profesör unvanını aldı. Yönetiminde 9 doktora ve 11 yüksek lisans tezi tamamlandı. Başta TÜBİTAK olmak üzere ulusal ve uluslararası destekli projelerde yürütücü, araştırmacı ve danışman olarak görev aldı.
1999-2001 ve 2003-2004 yılları arasında University of Michigan (Ann Arbor)'da doktora sonrası araştırmacı (post-doc) ve misafir öğretim üyesi olarak çalıştı.

Prof. Dr. Aydın'ın, 140'ın üzerinde uluslararası saygın dergide yayınlanmış makalesi, uluslararası saygın bir yayınevi tarafından basılan bir kitap bölümü, çok sayıda yurtiçi ve yurtdışı bildirisi mevcuttur. Bu eserlerine bu zamana kadar 4700/7500 civarında (Web of Science/ Google Scholar) atıf yapılan Prof. Dr. Aydın'ın h-endeksi 41/49 (Web of Science/Google Scholar)'dır.

Prof. Dr. Aydın, yaptığı çalışmalarla, ulusal ve uluslararası ödüllere layık görülmüştür: 2007 ODTÜ M.N. Parlar Vakfı Araştırma Teşvik Ödülü, 2008 TÜBA Üstün Başarılı Genç Bilim İnsanı Ödülü, 2008 TÜBİTAK Bilim Teşvik Ödülü ve 2009 yılında TWAS Asosiye Üyelik ödülü. Aydın, 2021 yılında Türkiye Bilimler Akademisi (TÜBA) Asli Üyeliğine seçilmiştir.

Prof. Dr. Aydın'ın araştırma ilgisi, termodinamik, ısı ve kütle transferi, akışkanlar mekaniği, mikro-elektro-mekanik sistemlerde akış fiziği, akış kaynaması, biyolojik sistemlerde akış ve ısı geçişi, elektronik soğutma ve enerji depolama gibi alanlarda yoğunlaşmıştır.

Prof.Dr. Orhan Aydın, YÖK Denetleme Kurulu Üyeliği (2016-2018), YÖK Kurum Danışmanlığı (2012-2016), Teknoloji Transfer Mekanizmaları Destekleme Grubu Yürütme Kurulu Üyeliği (2013-2016; 2020-2023), TÜBİTAK ULAKBİM Yönetim Kurulu Üyeliği (2022-), Türk Patent ve Marka Kurumu Danışma Kurulu Üyeliği ve Türkiye Yeterlilikler Çerçevesi Kurulu Üyeliği gibi görevlerde bulunmuştur. Eylül 2018 - Eylül 2024 tarihleri arasında Tarsus Üniversitesi Rektörlüğünü yürüttü.

14/09/2024 tarihli ve 32662 sayılı Resmi Gazete'de yayımlanan 2024/316 sayılı kararı ile TÜBİTAK Başkanlığına atanmıştır.



Prof. Dr. Yunus ÇENGEL
ABD Nevada Üniversitesi
Makina Mühendisliği

Yunus Çengel 1984 yılından beri ABD Nevada Üniversitesi Makina Mühendisliği Bölümü'nde öğretim üyesi olarak görev yapmaktadır. Lisans eğitimini İstanbul Teknik Üniversitesi Makina Fakültesinde, doktorasını ABD Kuzey Karolina Eyalet Üniversitesinde tamamlamıştır. Profesör Çengel 2010 – 2012 yılları arasında Yıldız Teknik Üniversitesi Makine Fakültesi Dekanlığı, 2012 – 2016 yılları arasında da Adnan Menderes Üniversitesi Mühendislik Fakültesi kurucu dekanlığı yapmıştır. 2012 yılında TÜBİTAK'ta uluslararası iş birliklerinden sorumlu Başkan Danışmanlığı görevlerinde de bulunmuştur. Ayrıca birçok kamu kurumu ve özel kuruluşlarda danışmanlık yapmıştır ve yapmaya da devam etmektedir. Profesör Çengel, McGraw-Hill tarafından ABD'de yayınlanıp dünyada yaygın olarak kullanılan ve birçok dillere çevrilen başta *Thermodynamics: An Engineering Approach* (Mühendislik Yaklaşımıyla Termodinamik) olmak üzere birçok mühendislik ders kitabının yazarıdır. Ayrıca, mühendislik ve inovasyon, mühendislik eğitimi ve enerji konularında çok sayıda davetli konferanslar vermiş, raporlar hazırlamış ve makaleler yazmıştır. Profesör Çengel 1992 ve 2000 yıllarında ASEE (Amerika Mühendislik Eğitimi Birliği) tarafından verilen Seçkin Yazar Ödülü"nü almıştır. Kitaplarının Türkçe çevirileri de 2008, 2009, 2013 ve 2015 yıllarında TÜBA (Türkiye Bilimler Akademisi) 'Bilimsel Telif ve Çeviri Eser Ödülü'ne layık görülmüştür. Çengel, 2022'de, yaşam boyu üstün mesleki başarılarından dolayı mezunu olduğu Kuzey Karolina Eyalet Üniversitesi'nde Makine Mühendisliği alanında 'Ünlüler Galerisi'ne (Hall of Fame) seçilmiştir.

Professer LP SIVAKUMAR



Dr. Sivakumar is a Professor of Electrical and Electronics Engineering with over two decades of teaching experience and eight years of industrial expertise. His research focuses on renewable power generation control, smart grid operation, electric vehicle integration, and energy-efficient distribution systems using IoT and edge computing. He has published two books, more than 20 international journal articles, and over 40 conference papers, in addition to securing patents and contributing to funded research and consultancy projects with leading industries.



Professer Amjad Anvari - Moghaddam

Dr. Amjad Anvari-Moghaddam is a Full Professor and Leader of Intelligent Energy Systems and Flexible Markets Research Group at the Department of Energy, Aalborg University where he is also acting as the Vice-Head of Department and the coordinator of Integrated Energy Systems Laboratory. His research interests include Planning, Control and Operation Management of Microgrids, Renewable/Hybrid Power Systems and Integrated Energy Systems with appropriate market mechanisms. He has authored more than 300 technical articles, 11 books and 21 book chapters in the field.



Prof. Dr. Tahsin ENGİN
İstanbul Teknik Üniversitesi
Makine Mühendisliği

Tahsin Engin 1968 yılında Samsun'da doğmuştur. İlk-orta ve lise öğrenimini Samsun'da tamamlayan Engin, 1992 yılında Hacettepe Üniversitesi'nden makina mühendisliği dalında lisans diplomasını, 1996 yılında Bülent Ecevit Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsünden yüksek lisans diplomasını ve 2000 yılında Sakarya Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsünden doktora diplomasını almıştır. 1992-1994 yılları arasında Van Çimento T.A.Ş.'de zorunlu hizmet kapsamında üretim mühendisliği, 2001-2003 yılları arasında ise University of Nevada-Reno / Makina Mühendisliği Bölümünde doktora sonrası araştırmacı ve bu bölümün bünyesinde faaliyet gösteren Enerji Etüt Merkez'inde uzman mühendis olarak görev almıştır. 2012 yılında ortağı Dr. Müh. Ahmet Aydın ile Sakarya Teknokent'te faaliyet gösteren Reynolds İleri Mühendislik Ltd. Şti. isimli akademik girişimini kuran Engin, ayrıca 2013-2018 yılları arasında Sakarya Üniversitesi Teknoloji Geliştirme Bölgeleri Yönetici A.Ş. Genel Müdürü ve TÜBİTAK TEYDEB 1513 kapsamında destekli ADAPTTO-Teknoloji Transfer Ofisinin kurucu direktörü olarak çalışmıştır. Bunun yanı sıra Prof. Dr. Tahsin Engin 2011-2014 yılları TÜBİTAK TEYDEB (MAKİTEG & USETEG) Danışma Kurulu Üyeliği yapmış ve 2016-2018 yılları arasında Bilim, Sanayi ve Teknoloji Bakanlığı, Kamu-Üniversite-Sanayi İş birliği (KÜSİ) Sakarya İl Temsilcisi olarak 100'ün üzerinde üniversite-sanayi iş birliği projelerinin gerçekleştirilmesine öncülük etmiştir. 2000-2022 yılları arasında Sakarya Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makine Mühendisliği Bölümünde öğretim üyesi olarak görev yapmıştır. 2022 yılında İTÜ Makina Fakültesi öğretim üyesi olarak atanan Prof. Dr. Tahsin Engin, ayrıca 2020 yılından beri kısmi zamanlı olarak merkezi İstanbul'da Dijitalpark Teknokent'in de kurucu genel müdürlüğü görevini yürütmektedir. Tamamı ülkemizde yaygın şekilde lisans ders kitabı olarak okutulan ve 3'ü TÜBA Çeviri Ödüllü toplam 6 çeviri eseri bulunan Prof. Dr. Tahsin Engin, TÜBİTAK sertifikalı iş mentorudur.



Prof. Dr. Hüseyin GÜNERHAN
Ege Üniversitesi
Makine Mühendisliği

1983 yılında İzmir Atatürk Lisesini bitirdi. Dokuz Eylül Üniversitesi Mühendislik Mimarlık Fakültesi Makina Mühendisliği Bölümünü 1990 yılında, Ege Üniversitesi Güneş Enerjisi Enstitüsü Enerji Teknolojisi Anabilim Dalında yaptığı yüksek lisans öğrenimini 1992 yılında ve Ege Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Güneş Enerjisi Anabilim Dalında yaptığı doktora öğrenimini 1999 yılında tamamladı. 1991-2001 yılları arasında, Ege Üniversitesi Güneş Enerjisi Enstitüsü Enerji Teknolojisi Anabilim Dalında öğretim elemanı görevi ve araştırma görevlisi unvanı ile ve 2001-2012 yılları arasında, Ege Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makina Mühendisliği Bölümü Termodinamik Anabilim Dalında öğretim üyesi görevi ve yardımcı doçent doktor unvanı ile ve 2012-2018 yılları arasında ise aynı bölümde öğretim üyesi görevi ve doçent doktor unvanı ile çalıştı. 2004-2012 tarihleri arasında Çevre Sorunları Uygulama ve Araştırma Merkezinde Müdür Yardımcısı görevini yerine getirdi. 2013 yılında Kanada'da bulunan Dalhousie Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makina Mühendisliği Bölümünde "Misafir Araştırmacı" olarak "ısı pompaları" konusunda araştırmalar yaptı. 2018 yılından beri Ege Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makina Mühendisliği Bölümü Termodinamik Anabilim Dalında öğretim üyesi görevi ve profesör doktor unvanı ile çalışmaktadır. 2019 yılından beri Termodinamik Anabilim Dalı Başkanlığı ve 2024 yılından beri ise Makina Mühendisliği Bölüm Başkanlığı görevini sürdürmektedir.

Çalışma alanlarını, ısı transferi, termodinamik, ısıl enerji depolama, ısı pompaları ve yeni enerji kaynakları oluşturmaktadır. Bu çerçevede 70 adet ulusal ve uluslararası bilimsel makale ve 55 adet ulusal ve uluslararası bilimsel bildiri, 9 adet uluslararası kitap çevirisi ve ulusal kitaplarda bölüm yazımı faaliyetlerini gerçekleştirmiştir.



Prof. Dr. İsmail EKMEKÇİ
İstanbul Ticaret Üniversitesi
Endüstri Mühendisliği

Prof. Dr. İsmail EKMEKÇİ, 1957 yılında Bursa'da doğmuştur. 1980 yılında Yıldız Teknik Üniversitesi (İDMMA) Makine Mühendisliği Bölümünden mezun olmuş; 1983'te aynı üniversitede Yüksek Makine Mühendisliği, 1984'te İstanbul Teknik Üniversitesi'nden Endüstri Yüksek Mühendisliği derecelerini almıştır. 1995 yılında Yıldız Teknik Üniversitesi Makine Mühendisliği Isı Tekniği Anabilim Dalında doktorasını tamamlamış; 1997 yılında aynı bilim dalında doçent unvanını elde etmiştir. Akademik kariyerine 1981–1996 yılları arasında Yıldız Teknik Üniversitesi Makine Mühendisliği Bölümünde Araştırma Görevlisi olarak başlamış; 1997–1998 arasında Sakarya Üniversitesi'nde Yardımcı Doçent, 1998–2003 arasında doçent, 2003–2006 arasında profesör olarak görev yapmıştır. 2006–2011 yıllarında Marmara Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makine Mühendisliği Bölümünde; 2011'den itibaren ise İstanbul Ticaret Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Endüstri Mühendisliği Bölümünde Profesör olarak akademik çalışmalarını sürdürmektedir. Ayrıca 2009–2010 Kırklareli Üniversitesi Teknik Eğitim Fakültesi Dekanlığı, 2010–2011 Marmara Üniversitesi Teknik Bilimler Meslek Yüksekokulu Müdürlüğü, 2013–2014 İstanbul Ticaret Üniversitesi Uygulamalı Bilimler Fakültesi Kurucu Dekanlığı ve 2017–2018 İstanbul Ticaret Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Dekanlığı görevlerinde bulunmuştur. Araştırma ve uzmanlık alanları arasında İş Güvenliği, Isı Tekniği, Enerji, Optimizasyon ve Sayısal Metotlar ile Dijitalizasyon yer almaktadır.



Prof. Dr. Adnan MİDİLLİ
İstanbul Teknik Üniversitesi
Makine Mühendisliği

Prof. Dr. Adnan MİDİLLİ, lisans eğitimini 1989 yılında Karadeniz Teknik Üniversitesi Makine Mühendisliği Bölümünde tamamladı. Aynı üniversitede 1993 yılında yüksek lisans, 2001 yılında doktora derecesini aldı. Akademik kariyerine 1993 yılında araştırma görevlisi olarak başlayan Prof. Dr. Adnan MİDİLLİ, 2004 yılında Niğde Ömer Halisdemir Üniversitesi Makine Mühendisliği Bölümünde doçent, 2010 yılında Recep Tayyip Erdoğan Üniversitesi Gemi Makineleri İşletme Mühendisliği Bölümünde, 2012'de ise aynı üniversitenin Makine Mühendisliği Bölümünde profesör unvanını kazandı.

2010–2015 yılları arasında Recep Tayyip Erdoğan Üniversitesi'nde çeşitli idari görevler üstlendi; Dekanlık, Fakülte Kurulu Üyeliği, Anabilim Dalı Başkanlığı, Araştırma ve İnovasyon Alt Yapısı Kurulum Koordinatörlüğü ve Bilimsel Araştırma Projeleri Koordinatörlüğü görevlerinde bulundu. 2017'de Türkiye Bilimler Akademisi (TÜBA) Enerji Çalışma Grubu üyeliğine seçildi, TÜBİTAK projelerinde hakemlik ve danışmanlık yaptı. Ayrıca Hidrojen Teknolojileri Derneği'nde Genel Sekreterlik ve yönetim görevleri üstlendi.

Ulusal ve uluslararası akademik deneyim kapsamında 1998–2000 yıllarında İngiltere Newcastle Üniversitesi'nde araştırma görevlisi olarak bulundu; 2005 yılında Ontario Technology University'de doçent olarak görev yaptı.

2020–2023 yılları arasında Yıldız Teknik Üniversitesi Makine Mühendisliği Bölümünde Profesör olarak çalışan Prof. Dr. MİDİLLİ, aynı zamanda YTÜ Teknopark Kuluçka Merkezi'nde kurucu Genel Müdürlük görevini yürüttü. 2023 itibarıyla İstanbul Teknik Üniversitesi Makine Mühendisliği Bölümünde profesör olarak görev yapmakta, Yenilenebilir Enerji Anabilim Dalı'nda ve çeşitli enstitü idari görevlerinde aktif rol almaktadır. 2024 yılında İstanbul Teknik Üniversitesi'nde Anabilim Dalı Başkanlığı görevine getirilmiştir.

Prof. Dr. Adnan MİDİLLİ, araştırmalarını **enerji sistemleri, yenilenebilir enerji teknolojileri, ısı tekniği, dijital dönüşüm ve optimizasyon** alanlarında sürdürmektedir.

Prof. Dr. İrfan KURTBAŞ
Hitit Üniversitesi
Mühendislik ve Doğa Bilimleri Fakültesi



Prof. Dr. İrfan KURTBAŞ, Hitit Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makine Mühendisliği Bölümü Enerji Anabilim Dalı Öğretim Üyesidir. Lisans, Yüksek Lisans ve Doktora eğitimini Fırat Üniversitesi'nde tamamlamıştır. Dr KURTBAŞ, 2012 yılında Doçent ve 2017 yılında profesör unvanı almıştır. Çalışma alanları; tek ve iki fazlı ısı transferi, ısı depolama sistemleri, kriyojenik uygulamalarda ısı transferi ve yenilenebilir enerji kaynakları olarak özetlenebilir.

2011 yılında Çorum Teknoloji Geliştirme Bölgesi Teknokent Genel Müdürü olarak atanmış, 10 yıl bu görevi yürütmüştür. 2013-2018 yılları arasında Sanayi ve Teknoloji Bakanlığı Kamu Üniversite Sanayi İşbirliği Çorum Temsilcisi görevini yürütmüş, bu süre zarfında iki adet iyi örnek uygulaması Anahtar Dergisinde yayınlanmıştır. 2012 yılında Hitit Üniversitesi Bilimsel Teknik Uygulama ve Araştırma Merkezi Müdürlüğü görevine atanmış, halen bu görevi yürütmektedir.

Ulusal ve uluslararası 60'ın üzerinde bildiri ve makalesi bulunan Dr KURTBAŞ'ın, 2 adet ARDEB-1001 Proje Yürütücü, 4 adet TEYDEB 1501 Danışman, 2 adet BİDEB 2209-A Danışman, 2 adet BİDEB 2209-B Danışman, 1 adet BİDEB 2237 Yürütücü, 11 adet BAP proje yürütücü, 2 adet Kalkınma Ajansı (OKA) Güdümlü Proje yürütücü ve 1 adet 1512 **Tekno Girişim Sermaye Desteği Projesi Danışman olarak proje deneyimi bulunmaktadır.**

2021-2023 TÜBİTAK Mühendislik Araştırma Grubu (MAG)-Enerji Danışma Kurulu (DK) Üyesi (3 YIL), 2023- TÜBİTAK Mühendislik Araştırma Grubu (MAG)-Isı Akışkan Danışma Kurulu (DK) Üyesi olarak görev yapmış, son iki yıldır TÜBİTAK Mühendislik Araştırma Grubu (MAG)-Enerji Yürütme Kurulu (GYK) Üyesi olarak görev yapmaktadır.

Dr KURTBAŞ evli ve 2 çocuk babasıdır.



Prof Dr. Günnur KOÇAR
Ege Üniversitesi
Biyokütle Enerji Sistemleri ve Teknolojileri Uygulama ve Araştırma Merkez Müdürü

Prof. Dr. Günnur Koçar, 1985 yılında Ege Üniversitesi Ziraat Fakültesi'nden mezun olmuştur. Yüksek lisans eğitimini 1989 yılında, doktora eğitimini ise 1993 yılında Ege Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü'nde tamamlamıştır.

Akademik kariyerine 1994 yılında Ege Üniversitesi Güneş Enerjisi Enstitüsü'nde Yardımcı Doçent olarak başlayan Prof. Dr. Koçar, 2001 yılında Doçent, 2006 yılında ise Profesör unvanını almıştır. Aynı kurumda 2001-2010 yılları arasında Müdür Yardımcılığı, 2006-2019 yılları arasında Enerji Teknolojisi Anabilim Dalı Başkanlığı ve 2010-2019 yılları arasında Enstitü Müdürlüğü görevlerini yürütmüştür.

2020 yılından itibaren Birleşmiş Milletler Gıda ve Tarım Örgütü (FAO) bünyesindeki bir projede uzman olarak da görev yapmaktadır.

Yenilenebilir enerji kaynakları ve biyokütle enerjisi alanlarında 350'nin üzerinde bilimsel yayını, projesi, patenti ve ödülü bulunmaktadır. Ulusal ve uluslararası birçok Ar-Ge ve uygulama projesinde yürütücü ve koordinatör olarak görev almıştır.

Biyokütle Enerji Sistemleri ve Teknolojileri Uygulama ve Araştırma Merkezi (BESTMER)'nin kuruluş sürecinde aktif rol oynamış ve 2020 yılında merkezin Kurucu Müdürü olarak atanmıştır. Halen BESTMER Müdürü olarak görev yapmakta ve biyokütle enerji sistemleri alanındaki akademik çalışmalarına devam etmektedir.

OTURUM 1 /SALON D101 10.09.2025 / 13:30-15:00 Enerjide Yapay Zeka Uygulamaları Oturum Başkanı : Prof. Dr. Yasin VAROL	
Yazar(lar) Author(s)	**Başlık** **Title**
Ramazan YILMAZ	Enerjide Yapay Zeka Uygulamalarinin Bibliyometrik Analizi
Süheyl SÜRMELİ Arda YENİÇUN Engin PINAR Mehmet BİLGİLİ	Türkiye'de Isıtma Gün Derecelerinin Yapay Sinir Ağı İle Analizi
Arda YENİCUN Engin PINAR Mehmet BİLGİLİ	Türkiye İçin Yapay Sinir Ağı Odaklı Güneşlenme Süresi Tahmini
Meltem KOŞAN Muhammed Ali KOŞAN	A Comparative Overview Of Using Artificial Intelligence In Photovoltaic Thermal Systems
Evren KODANLI İbrahim UZUN	Çimento Üretiminde Döner Fırın Prosesinin Enerji Ve Ekserji Verimliliğinin Makine Öğrenmesi Yöntemleriyle Analizi
Aytunç EREK Firoozeh KHOSRAVIAN	Solving One And Two Dimensional Heat Equations Using Physics-informed Neural Networks

OTURUM 2 /SALON D102 10.09.2025 / 13:30-15:00 Kurutma & Soğutma Teknolojileri Oturum Başkanı : Doç. Dr. Cuma KILINÇ	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Gizem Gül KATIRCIOĞLU Çağrı KAYMAK Mehmet Daş Bilal Alataş Ebru Akpınar Murat ÇATALKAYA Orhan Erdal AKAY	Farkli Kurutma Şartlarındaki Prosesin Deneysel Ve Açıklanabilir Yapay Zeka Yöntemleri İle İncelenmesi
Melike GEDİK Semiray DEMİREL Merve GÖRDESEL YILDIZ	Konvektif Kurutma Ve Mikrodalga Destekli Konvektif Kurutma Yöntemleriyle Havuç Kurusu Ve Elma Kurusu Üretiminde Kurutma Karakteristiklerinin Ve Kurutma Kinetiğinin İncelenmesi
Buse ÖZDERE	FV/T hibrit bir prototip kurutucuda kapya biberin kuruma karakteristiklerinin belirlenmesi
İlhami HORUZ Ali ÇERİ	Çift Kademeli Seri Absorpsiyonlu Klima Sistemlerinde Performans İyileştirme Çalişmaları
Muhammet Nasıf KURU Mehmet ÖZKARAKOÇ Ahmet Ümit TEPE Mehmet Tahir ERDİNÇ Şaban ÜNAL	Elmas Pin Kanatçıklı Isı Alıcısında Isıl Temas Direncinin Taban Plaka Sıcaklığına Etkisinin Sayısal Olarak İncelenmesi
Onur MISIRLIOĞLU Ersin ALPTEKİN	Yeni Nesil Soğutkanların Termodinamik Performansının Güneş Destekli Soğutma Sistemi İçin İncelenmesi

OTURUM 3 /SALON D103 10.09.2025 / 13:30-15:00 Isıtma, Soğutma ve Havalandırma Uygulamaları Oturum Başkanı : Prof. Dr. Mustafa Zeki YILMAZOĞLU	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Murat HOŞSÖZ Murat Köroğlu Kaplan Kaplan	R1234yf Soğutucu Akişkanlı Bir Otomobil Klimasının Performansının Yapay Sinir Ağları İle Tahmini
Alper Mete Genç Ongun Ege Değer Ziya Haktan Karadeniz	Development Of A Reduced Order Model For Performance Evaluation Of Tpms Heat Exchangers
Altuğ KARABEY Rahmi ERDİNÇ	Çoklu Çarpan Hava Jetleriyle Soğutmada İçbükey Isı Alıcının Isı Ve Akış Karakteristiklerinin Deneysel Ve Sayısal Karşılaştırılması
Cihan YILDIRIM Sinan ÜNVAR	Farklı uygulama ve işletme parametrelerinin ısı boyalı ısıtma sistemlerinin yüzey sıcaklığına etkisinin incelenmesi
Faraz AFSHARI Ali Çelik Burak Muratçobanoğlu Emre Mandev	Kış Koşullarında Elektrikli Araç Kabinlerinde Gelişmiş Termal Yönetim İçin Pcm Kullanımı
Yusuf Budak Erman Aslan İlhan Tekin Öztürk	Isıtma Mevsiminde Pencere Altında Kullanılan Mermerin Isıl Performansının Deneysel Ve Sayısal İncelenmesi

OTURUM 4 /SALON D104 10.09.2025 / 13:30-15:00 Enerji Etkin Tasarım Oturum Başkanı : Prof. Dr. Berrin ERBAY	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Alper KELEŞOĞLU	Cam Elyaf Katkılı Polipropilen Levhaların Presleme Öncesi Isıl İşlemi İçin Kızılötesi Fırın Tasarım Parametrelerinin Değerlendirilmesi
Mahir ŞAHİN Mustafa KILIÇ	Parametric Analysis Using ANN and Correlation Development Based on CFD Results in a Double-Pipe Heat Exchanger with Hemispherical Turbulators
Abdulselam AVCI Muhammet Nasıf KURU Mehmet Tahir ERDİNÇ	Dairesel Ve Elips Şekilli Boru Demetinin Isı Ve Akış Karakteristiklerinin Sayısal Olarak İncelenmesi
Yasin KAYA Sebahattin ÜNALAN	Gün Işığı Ve Gölgelemenin Bina Enerji Tüketimi Üzerindeki Etkileri:simülasyon Tabanlı Değerlendirme
Mustafa Turhan ÇOBAN	Determining The Optimum Binary Fluid Geothermal Supercritical Binary Cycle By Using Generalized Lee Kesler Eos
Murat BULUT Nedim SÖZBİR	Haberleşme Uyduları İçin Isıl Kontrol Sistemi Tasarım Yaklaşımı

OTURUM 5 /SALON D104 10.09.2025 / 13:30-15:00 Enerji Etkin Tasarım Oturum Başkanı : Prof. Dr. Berrin ERBAY	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
M. Mete ÖZTÜRK Bahadır DOĞAN	Çift Faz Gecikmeli Model İle Mikro-nano Düzeyde Isıl Analiz
Muhammed Murat AKSOY	Molecular Dynamics Simulation Of Binary Mixture Flow In Nanochannel: Thermal Transport Analysis
Sercan YAĞMUR Sercan DOĞAN Aziz Hakan ALTUN Kadir ERDOĞAN Safa VURAL	Plug-in Soğutma Dolaplarında Evaporatör Önü Akış Düzenleyici Geliştirilmesi
Bahadır GEMİCİOĞLU Tolga DEMİRCAN Yahya DOĞU	Minikanallarda Isı Transferi Ve Akışkan Akışının Deneysel Ve Sayısal Olarak İrdelenmesi
Hacer Merve TAÇGÜN Veysel ÖZCEYHAN	Parabolik Kesitli Üzerinde Çukurlar Bulunan Burgulu Boru Demetine Sahip Isı Değiştiricisinde Nanoakışkan Katkılı Su Kullanılmasının Isı Transferi Ve Akış Parametrelerine Etkisinin Sayısal Olarak İncelenmesi

15:00-15:30	**Çay-Kahve Molası**

OTURUM 7 /SALON D101 10.09.2025 / 15:30-17:00 Akışkanlar Mekaniği Oturum Başkanı : Prof. Dr. Abdulkadir YAŞAR	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Doğa CEYHAN Alper BURGAÇ	Investigation Of The Aerodynamic Performance Of A Naca0015 Airfoil Using A Guide Vane Around The Airfoil
Mehmet YOLADI	Deneysel Çapraz Akışlı Isı Değiştiricisinde Helisel Kanatçıkların Isı Transferine Etkisi
Ömer GÜNDOĞAN Mehmet Akif EMRE Muhammed Emin ÖZEN Ünsal Eren ERDOĞAN Murat ERBAŞ Muhittin BİLGİLİ Abuzer ÖZSUNAR	Yüksek Hücum Açılarında Çeşitli Naca Kanat Profillerinin Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği İle Akış İyileştirilmesi

OTURUM 8 /M2 Amfi 10.09.2025 / 15:30-17:00 Akışkanlar Mekaniği Oturum Başkanı : Prof. Dr. Haşmet TÜRKOĞLU
Seminer
DAİMFED OTURUMU Mustafa KARSLIOĞLU

OTURUM 9 /SALON D103 10.09.2025 / 15:30-17:00 Isıtma, Soğutma ve Havalandırma Uygulamaları Oturum Başkanı : Prof. Dr. Oğuz TURGUT	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Eyub CANLI	Long Term Natural/free Convection Stains On Walls As Time Averaged Flow Visualization Of The Radiator Thermal Plumes
Kemal BİLEN Kayhan DAĞIDIR	İçten Yanmalı Motorların Soğutma Sisteminde Nanoakışkan Kullanımının Termohidrolik Bakımdan Teorik Analizi
Ziya Haktan KARADENİZ Zahide Nur MANTAR Filiz Firdevs SARAÇ Şuheda Cemre SARI Ahmet Can YETİŞ	Doğal Havalandırma Yoluyla İç Mekân CO_2 Seviyesinin Azaltılmasının Deneysel ve Sayısal Değerlendirmesi
Betül DEMİRCİ Nureddin DİNLER	Yeraltı Otoparkında Jet Fan Havalandırma Ve Duman Dağılımı Üzerine Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği Çalışması
Cemil KOYUNOĞLU Fikret YÜKSEL	Impact of Thermal Contact Resistance in a Laptop

OTURUM 10 /SALON D104 10.09.2025 / 15:30-17:00 Akışkanlar Mekaniği Oturum Başkanı : Prof. Dr. Bayram ŞAHİN	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Feyza ÇABUKEL Erdem ALIÇ	İki Farklı 4 Haneli Kanat Profilinin Ses Altı Hızda Aerodinamik Performansının Xflr5 Analizi
Erdem ÇİFTÇİ Coşkun YÜKSEL Murat ÖZTÜRK	Helisel Kabuk Borulu Isı Değiştiricide Hibrit Nanoakışkan Kullanımının Sayısal Analizi
Ahmet AYDIN Enes SOLAK Tahsin ENGİN	Vidalı Kompresörlerde Yeni Nesil Siklon Tipi Yağ Seperatörü Uygulamasının Cfd Ve Deneysel Tabanlı İncelenmesi
Himmet Erdi TANÜRÜN	Experimental Investigation of an Adverse Curved Slot Flap on the Aerodynamic Performance of a NACA 63(4)-421 Airfoil
Ebru BİLİCİ Orhan Erdal AKAY Muhammet İbrahim AŞÇI	Kesme Endüstrisi İçin Yüksek Basinçlı Saf Su Jet Nozulu Tasarımının Sayısal Analiz

OTURUM 11 /SALON D105 10.09.2025 / 15:30-17:00 Enerji Dönüşümü ve Depolanması Oturum Başkanı : Prof. Dr. Atilla BIYIKOĞLU	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Berçem Kıran YILDIRIM	İlaç Sektöründe Soğuk Zincir Lojistiği Enerji Tüketiminin Faz Değiştiren Malzemelerle İncelenmesi
Sare MİTİNCİK Hüseyin Berke ALKENT Mustafa Yusuf YAZICI	Farklı Halkasal Aralıklara Sahip Gizli Isı Termal Enerji Depolama Ünitesinde Katılaşma Sürecinin İncelenmesi
Umut Ege SAMANCIOĞLU Erdal ÇETKİN	Soğutucu Akış Hızının Hibrit (Hava Ve Sıvı) Soğutma Üzerinde Etkisi: Modül-seviyesi Batarya Termal Yönetimi
Burak İZGİ Hüseyin Zahit DEMİEAĞ	Değişken Sıcaklıklı Isı Kaynağına Sahip Organik Rankine Çevriminde Faz Değişimli Isı Depolama ile Güç Çıkışının Dengelenmesi
Fatih GÜNEŞ Ömer Faruk GÜLER	Aşırı Kızgın Buhar Üretimi İle Güç Artışı Sağlayan Güneş Enerjisi Entegreli Düşük Entalpili Jeotermal Enerji Santrali

18:30	**Akşam Yemeği**

OTURUM 13 /SALON D101 11.09.2025 / 09:00-10:30 Güç ve Enerji Uygulamaları Oturum Başkanı : Prof. Dr. Aybaba HANÇERLİOĞULLARI	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Ömer ERDEMİR Levent ÇOLAK	Denizaltılarda CO_2 Tahliyesine Yönelik Enerji Geri Kazanım Sistemlerinin Çok Kriterli Değerlendirilmesi: Yenilikçi Basınç Değiştirici Uygulaması
Hilmi SUNDU Nureddin DİNLER Nedim SÖZBİR	Ay Yörüngesi Uygulamaları İçin Uzay Aracının Isıl Tasarımı Ve Yörünge Dinamiğine Bağlı Olarak Isıl Analizlerin Gerçekleştirilmesi
Kerim MARTİN	İki Borulu Isı Değiştiricide Grafen Nano Akışkan Kullanımının Termal Performansa Etkisi: Sayısal Bir İnceleme
Erdem ERSAYIN	Entropy Generation in Heat Exchangers During Step Changes with Temperature Dependent Properties
Aybaba HANÇERLİOĞULLARI Adnan SÖZEN Rezvan REZAIZADEH İlknur ŞAHİN Ramadan AGOUB Rafa ELSHARA	Optimum Neutronic Efficiency And Thermal Analysis Of 4800 Mwe Pwr Type Nuclear Reactor
Aybaba HANÇERLIOĞULLARI Adnan SÖZEN İlknur ŞAHİN Reza AGHAZADEH Rezvan REZAIZADEH	Performance Effects of Ultraviolet Radiation on Phase Change Material (PCM) In PV/T Solar Panels

OTURUM 14 /SALON D102 11.09.2025 / 09:00-10:30 Soğutma Teknolojileri Oturum Başkanı : Prof. Dr. Ünal ÇAMDALI	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Talip MOLLAHÜSEYİNOĞLU Özgür BAYER	Investigation of Density Variation Effects in Phase Change Material Modeling Under Varying Gravitational Conditions
Merdin DANIŞMAZ	Design Optimization And Performance Analysis Of Single-phase Micro Pin Fin Heat Sinks For Electronic Thermal Management: A Case Review
Meltem KOŞAN	Theoretical Investigation Of Using R290 Instead Of R404a In The Refrigeration System
Zeynep GUNES Göktuğ YARAR	Elektrikli Araç Bataryalarında Dielektrik Sıvı Soğutmanın Termal Performans Değerlendirmesi
Ali AL-BDAER Omar ATOUI Muhammad Ebrahim CHAUDHRY Kayra AKKURT Özgür BAYER	Evaluating the Performance of Aluminum Foam-Clad Pin Fin Heat Sinks: A Life Cycle Assessment Perspective

OTURUM 15 /SALON D103 11.09.2025 / 09:00-10:30 Isıtma, Soğutma ve Havalandırma Uygulamaları Oturum Başkanı : Prof. Dr. Murat HOŞÖZ	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Faraz AFŞAR Ali EMİN Burak MURATCOBANOĞLU Adnan Sözen	On Cooling Towers; Analysis Of Hyperbolic Cooling Towers For Heat Rejection Process
Gökçe Nur GÖKÇE Nisanur Maviş HERGÜNER İsmail BAĞCI Tahir DURHASAN	Dikdörtgen Kanal İçerisindeki Isıtılmış Plaka Üzerine Yerleştirilen Girdap Üreteçlerinin Isı Transferine Etkisinin İncelenmesi
Berat YEŞİL Furkan KODAKOĞLU Hasan KARABAY Leyla YEŞİL	Yanıt Yüzeyi Optimizasyonu İle Egzoz Gazı Sıcaklığının Düşürülmesi İçin Merkez Akışlı Jet Pompasının Had Tabanlı Analizi
Görkem YAŞAR	Klimalarda Evaporatör Pas Tasarımının Kapasite Ve Pas Sıcaklık Dağılımı Üzerindeki Etkilerinin Sayısal Ve Deneysel Analizi
Simge Yüksel Aleyna Sarıyıldız Batuhan Göçen Ümit Ünver	Dış Hava Hızının Bina Enerji Performansına Etkisi

OTURUM 16 /SALON D104 11.09.2025 / 09:00-10:30 Enerji Etkin Tasarım Oturum Başkanı : Doç. Dr. Emine Yağız GÜRBÜZ	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
İsmail TUNÇİL Cenker AKTEMUR Mutlu Tarık ÇAKIR	Numerical Investigation of the Impact of Turbulator Designs on the Thermal Performance of Heat Exchangers
Mehmet ÖZKARAKOÇ Muhammet Nasıf KURU	Eksenel Düz Kanatlı Kama Ve Elips Şekilli Boru Demetinin Çok Amaçlı Optimizasyonu
Muharrem EREN Erdem ALIÇ	Ekolojik Ve Endüstriyel Atıklardan Yalıtım Malzemesi Üretimi
Ahadollah AZAMI Lütfü DOĞAN Mustafa YEĞİN	The Passive Design Integration Strategies With Wood Constructions In Hot-humid Climate Region Of Adana, Türkiye
Şükran EFE	Konutlarda Uzun Pencere Ve Low-e Cam Kullanımının Yalıtım Kalınlığına Etkisi: Ts 825 Uygulaması

OTURUM 17 /SALON D105 11.09.2025 / 09:00-10:30 Enerhi Politakaları ve Verimliliği Oturum Başkanı : Prof. Dr. İsmail EKMEKÇİ	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Unal UYSAL Tahsin ENGİN Yusuf YAŞA	Mekanik Diyaframlı Ve Akıllı Ultrasonik Doğalgaz Sayaçların Karşılaştırılması
Unal UYSAL Tahsin ENGİN Yusuf YAŞA	Akilli Şehirlerde Doğalgaz Sayaçlarinin Dönüşümünün Ekonomik Analizi
Elif TURNA Bengi ŞANLI	Mersin İlinde Güneş Enerjisi Destekli Bisiklet Şarj İstasyonu Kullanımı Ve Karbon Ayak İzini Azaltma Potansiyeli
Remzi TİMUR Zafer KAHRAMAN Murat HACI Kadir İÇİBAL Hakan Serhad SOYHAN	Gazlı Endüstriyel Pişirme Fırın Prototipinde Fan Koruma Sacı Geometrisinin Akış Hızı Dağılımına Etkisi
İsmail EKMEKÇİ Cihan GEÇİM	Tipik Meteorolojik Yılların Farklı Yöntemlerle Oluşturulması
Jülide ERKMEN Rıdvan YAKUT Benek HAMAMCI	Biyo–atıklardan Subazlı Reçine Kullanılarak Üretilen Yalıtım Malzemesinin Yanma Dayanımının Optimizasyonu

10:30-11:00	**Çay-Kahve Molası**

OTURUM 19 /SALON D101 11.09.2025 / 11:00-12:15 Akışkanlar Mekaniği Oturum Başkanı : Prof. Dr. Ünal Akdağ	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Selma AKÇAY Sezgin YAŞA Ünal AKDAĞ	Farkli Yerleşime Sahip Lityum İyon Batarya Paketlerinin Soğutma Performanslarının Karşılaştırılması
Ayşe Nur ERDOĞAN Şendoğan KARAGÖZ Orhan YILDIRIM Ömer ÇOMAKLI Mansur Mustafaoğlu Oğuzhan Budak	Sabit Ve Hareketli Çapa Sahip Borularda Basınç Düşüşünün Etkilerinin Deneysel Araştırılması
Ece AYLİ Eyüp KOÇAK Cem ONAY	NACA 0012 Kanat Profili Üzerinde Buzlanma Oluşumunun Sayısal Olarak İncelenmesi
Yusuf KÜÇÜK Emirhan Aydın İsmail Bağcı Gökçe Nur Gökçe Nisanur Maviş Hergüner Tahir Durhasan	The Effect Of Fuselage Length On Aerodynamic Performance In Unmanned Aerial Vehicles With A Twin-tail Propeller System
Ünal AKDAĞ Meray SİZĞEN Selma AKÇAY	Bir Kanal Akışında Kardeş Delikli Pulsatif Jet Uygulamasının Soğutma Performansının İncelenmesi

OTURUM 20 /SALON D102 11.09.2025 / 11:00-12:15 Soğutma Teknolojileri Oturum Başkanı : Prof. Dr. İlhami HORUZ	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Fatma Nur ERDOĞMUŞ Furkan KODAKOĞLU Berat YEŞİL Sedanur BİLGİN Mustafa AKTAŞ	Plug-In Teşhir Tipi Soğutucularda Defrost Suyu Buharlaştırma Sürecinin CFD Tabanlı Isıl ve Akış Analizi
Rıdvan YAKUT Jülide ERKMEN Fatih ALİBEYOĞLU	Elektrosprey Soğutma İle Özgün Latis Isı Alıcısının Optimizasyonu Ve Performans Analizi
Ali KILIÇARSLAN Şeyda ÖZEN	Buhar Sıkıştırmalı Soğutma Sisteminin Enerji Performansının Deneysel Olarak İncelenmesi
Ekin Özgirgin YAPICI Çağan AKKURT	Numerical Investigation Of Helicopters Avionics Bay Cooling System With Different Altitude Conditions
Emine Yağız GÜRBÜZ Ali KEÇEBAŞ Mustafa ERTÜRK ONUR VAHİP GÜLER	Saatlik Kuru-ıslak Termometre Farkına Dayalı Evaporatif Soğutma Potansiyelinin Değerlendirilmesi: Mersin İli Örneği

OTURUM 21 /SALON D103 11.09.2025 / 11:00-12:15 Yenilenebilir Enerji Oturum Başkanı :Prof. Dr. H.İbrahim VARİYENLİ	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Armagan ERCAN Tahir YAVUZ	NREL S826 Kanat Profiline Sahip Küçük Ölçekli Rüzgar Türbininin Aerodinamik Optimizasyonu ve Performans Analizi
Onur Eser KÖK Ceyda KÖK Suha Orçun MERT	Geothermal Energy And Usage In Heating Systems
Merve Akkaya ÇETİNDAĞ Ünal ÇAMDALI Atilla BIYIKOĞLU	Solar Radiation Exergy Potential For Some Cities of Turkey
Mustafa ÖNAL Özkan KÖSE Yıldız KOÇ Hüseyin YAĞLI	Güneş Bacası Güç Santrallerinin Geliştirilmesi: Metal Plaka Kullanımının Etkisi
Faruk YEŞİLDAL Safaa Mahdi Hasan Baamel Ahmet Özakın İlhan ÖNER Ahmed Ali Hussein AL AGELE	Yeni Tasarım Absorber Tüplü Konik Güneş Kollektörünün Termal Analizi

OTURUM 22 /SALON D104 11.09.2025 / 11:00-12:15 Akışkanlar Mekaniği Oturum Başkanı :Prof. Dr. Kamil ARSLAN	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Ahmet Selman KIRDAĞLI Kutay ÇELEBİOĞLU Orhan ARSLAN	Seawater Pumped Storage System With Pumps As Turbines
Hakan SERTEL Zekeriya ALTAÇ	Flow Over Two Finite-height Cylinders In Tandem
Sude UYAR Vahit ÇORUMLU Humayun AHMED Sinem GÜNAY Barbaros ÇETİN	Solving Burgers Equation With Pinn Using Gaussian Initial Condition: Effect Of Varying Characteristic Peak Width
Mahmut AKKUŞ Selahaddin Orhan AKANSU Süleyman OSMANLI Burcu HASALTIN	Savonius Rüzgâr Türbininin Kanat Geometri Değişikliklerine Göre Oluşan Performansın Deneysel ve Sayısal Olarak İncelenmesi
Nushaba KAZIMOVA Beycan İBRAHİMOĞLU	Thermodynamic Definition of Critical Point and Reevaluation of Van der Waals Equation

OTURUM 23 /SALON D105 11.09.2025 / 11:00-12:15 Alternatif ve Temiz Enerji Teknolojileri Oturum Başkanı : Doç. Dr. Berre KÜMÜK	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Hüseyin NAZLIGÜL Murat Mustafa SAVRUN Başak DOĞRU MERT	Comparative Analysis of Pulse Charging and Constant Current Charging Methods on Battery Performance in MATLAB Simulink
Onur KÜÇÜKKURT Muhammet Harun OSTA Faruk YEŞİLDAL Kenan YAKUT Hassen GHALY	Termoelektrik Tabanlı Kurutma Sisteminde Nem Alma Performansının Deneysel Ve Sayısal Analizi
Mousa ARIBEH Ali EMİN Madina ZİYADKHANOVA	Feasibility Study of an Onboard CO_2-to-CH_4 Conversion System Using Real Engine Exhaust Conditions
Remzi Can YILMAZ Nafiz KAHRAMAN Bilge Albayrak ÇEPER	Evaluation Of Emissions From Aircraft In Terms Of Carbon-neutral Application
Kamil ÇERÇİ	Güneş Destekli Atmosferik Su Hasat Ünitesinin Simülasyon Çalışması

12:15-13:30	**Öğle Yemeği**

OTURUM 25 /SALON D101 11.09.2025 / 13:30-14:45 Akışkanlar Mekaniği Oturum Başkanı : Prof. Dr. Beşir ŞAHİN	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Mustafa ÖZ Saleh ABUHANIEH Şahin YİĞİT Tahir YAVUZ	Jenerik Bir Hava Aracı Pervanesi İçin Aeroakustik Şekil Optimizasyonu Çalışması
Ömer GÜNDOĞAN Mehmet Akif EMRE Muhammed Emin ÖZEN Ünsal Eren ERDOĞAN Murat ERBAŞ Muhittin BİLGİLİ Abuzer ÖZSUNAR	Farklı Reynolds Sayılarında Naca 0008, 0012, 2412, 2415 Kanat Profillerinin K-ω Sst Ve Geçişli Türbülans Modelleri Kullanılarak Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği İle Modellenmesi
Berkin AYAZ Salih KARAASLAN	Hidroelektrik Santrallerde Kullanılan Kelebek Tipi Vananın Akış Karakterinin Sayısal Olarak İncelenmesi
Vahit ÇORUMLU Zafer Dursunkaya Barbaros ÇETİN	Parallel Liquid–gas Flows With Arbitrary Interface–wall Contact Angles
Barış ODUNCU Adnan ERSOY Berkay YILMAZ Utku ŞENTÜRK	Simulation-guided Design And Experimental Validation Of A Low-cost Wind Tunnel For Uav Propeller Testing

OTURUM 26 /SALON D102 11.09.2025 / 13:30-14:45 Yakıtlar ve Yanma Oturum Başkanı : Prof. Dr. Gökhan TÜCCAR	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Zişan ÇARDAK Gözde EKMEKÇİ GÜÇLÜTEN Gökhan TÜCCAR	Performance Analysis Of The Mitsubishi 4d31 Diesel Engine Under Variable Speed And Egr Conditions
Gözde EKMEKÇİ GÜÇLÜTEN Ömer CERYAN Gökhan TÜCCAR	Thermal Stress Analysis Of An Exhaust Manifold In A Turbocharged Gasoline Engine Under Varying Operational Conditions
Salih KARAASLAN Nureddin DİNLER Seyfi POLAT Fatih AKTAŞ Ali TAŞTAN Gonca KETHÜDAĞOÜLU	Tek Silindirli Bir Dizel Motorun HCCI Dönüşümü Ve Ön Testleri
Yasin Furkan GÖRGÜLÜ Selçuk EKİCİ T. Hikmet KARAKOÇ	Numerical Analysis of Combustion and Emission Characteristics of Pure Fuel Oil
Funda DURMAZ Yasin Furkan GÖRGÜLÜ Tahir Hikmet KARAKOÇ Selcuk EKİCİ	Performance Evaluation Of A Micro Turbojet Engine Combustion Chamber Using Hydrogen-ammonia Fuel Mixtures

OTURUM 28 /SALON D104 11.09.2025 / 13:30-14:45 Akışkanlar Mekaniği Oturum Başkanı : Prof. Dr. Sinan ÇALIŞKAN	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Furkan YILDIRIM Büşra YILDIRIM Mehmet GÜRDAL	Dörtgen Kanallarda CoFe2O4/H2O Kullanılarak Eliptik Çukur Kanatçıkların Termo-hidrolik Performansa Etkilerinin Sayısal Analizi
Sinan ÇALIŞKAN	Hidrojel Kullanımını Yeni Bir Fraktal Mini Kanal Isı Alıcılarının Performansına Etkisinin Deneysel Ve Sayısal Olarak İncelenmesi
Merdin DANIŞMAZ	PV Panellerinin Termal Davranışı Ve Soğutma Uygulaması: Bölgesel Uygulamalar İçin Bir Cfd Analizi
Muhammed Murat AKSOY Tahir DURHASAN Ali Emirhan EROĞLU Javad Rashid JAFARİ Engin PINAR	Doğadan Esinlenerek Tasarlanan 76/40 Süpürme Açılı Çift Delta Kanadın Aerodinamik Performans Analizi
Ibrahim Mert HAKLIGÖR Göktürk ÖZKAN	Eğik Kare Silindirin Art İzi Karakteristikleri Üzerinde Ağ YapıIılı Örtünün Etkisi

OTURUM 29 /SALON D105 11.09.2025 / 13:30-14:45 Enerji Dönüşümü ve Depolanması Oturum Başkanı : Prof. Dr. Nuri YÜCEL	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Ramazan ÇAKIR Bayram ŞAHİN Zeynep DURMUŞ Kasım ERDEM Abdussamet SUBAŞI	Ultrasonik Dalgalarla Desteklenen Daldırmalı Soğutma Yönteminin Batarya Termal Yönetimine Etkisi
Zeynep DURMUŞ Bayram ŞAHİN Ramazan ÇAKIR Abdussamet SUBAŞI Kasım ERDEM	Daldırmalı Soğutma İle Batarya Termal Yönetiminin Deneysel İncelenmesi
Ece Nur BULUT Ahmet AKTÜRK Melih YILDIZ Mustafa Yusuf YAZICI	Comparative Numerical Analysis of Passive and Hybrid Thermal Management Strategies for Li-ion Battery Packs Using PCM/EG Composites
Veli Can GÜRAN Mahmut Sami BÜKER Ahmet Emre ONAY Halil İbrahim DAĞ	Thermal Performance Assessment And Energy Efficiency Improvement Of A Domestic Hot Water Tank With Pcm

14:45-15:15	**Çay-Kahve Molası**

OTURUM 31 /SALON D101 11.09.2025 / 15:15-17:00 Akışkanlar Mekaniği Oturum Başkanı : Doç. Dr. Faraz AFŞAR	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Burak MURATÇOBANOĞLU Adnan SÖZEN Ataollah KHANLARI Hikmet ÇİÇEK Faraz AFŞAR	Numerical Investigation of Aerodynamic Drag and Flow Behavior Around the Citroën Ami Electric Vehicle
Furkan YILDIRIM Büşra YILDIRIM Mehmet GÜRDAL	Numerical Investigation Of The Effects Of Elliptical Pit Fins On Thermo-hydraulic Performance Using Go+mxene/eg+ H2o Nanofluid In Square Section Ducts
Ayhan AKBULUT İsmail ATA İkra Nur ÖZER Hanife Nur DİDİN Murat ÇAMLI	Süpersonik Füzelerde Burun Konisi Tasarımı Ve Analizi
Süreyya Sevinç VAROL Kaan TOPAKSAL Bilge ALBAYRAK ÇEPER	Ses Üzeri Muharip Uçaklara Ait Kompozit Burun Radom Parçasının Analizi Ve Tasarım Optimizasyonu
Ömer KENAN Ertuğrul ŞEKEROĞLU Bülent YANIKTEPE Muammer ÖZGÖREN Beşir ŞAHİN	Bombeli Burun Yapısına Sahip Otonom Su Altı Aracının Türbülans Kinetik Enerji Değişimlerinin Deneysel İncelenmesi

OTURUM 32 /SALON D102 11.09.2025 / 15:15-17:00 Soğutma Teknolojileri Oturum Başkanı : Prof. Dr. Ali KESKİN	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Ali KILIÇARSLAN Hayati TÖRE	Hava Hızı, Sıcaklığı ve Bağıl Neminin Yoğuşturucunun Analiz İndekslerine Etkisinin Duyarlılık Analizi ile Belirlenmesi
Rüştü ÖZCAN Utku Şentürk Ali GÜNGÖR	M Paketi Termofiziksel Özelik Fonksiyonlarının HAD Simülasyonuna Entegresiyle Donma Prosesinin İncelenmesi
Taha KANDEMİR Özge DÖNMEZ Bayram ŞAHİN İlhan ŞEN	Biyo-ilhamlı Mikro Kanallı Isı Alıcı Tasarımı
Melisa ALBAYRAK Buğra SARPER	Çoklu Çarpan Jetler İle Soğutulan Hareketli Bir Yüzey İçin Çıkış Konfigürasyonu Ve Yüzey Hızının Akış Ve Isı Transferine Etkisi
İrfan KURTBAŞ	Bir Tarafından Isıtılan Gözenekli Dirençli Bir Kanalda Doğal Taşınım

OTURUM 33 /SALON D103 11.09.2025 / 15:15-17:00 Isıtma, Soğutma ve Havalandırma Uygulamaları Oturum Başkanı : Doç. Dr. Kemal BİLEN	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Mehmet Tahir ERDİNÇ Sergen ŞENYÜREK Muhammet Nasıf KURU Mehmet BİLGİLİ Tuncay YILMAZ	Chevron Tipi Bir Contalı Plakalı Isı Değiştiricide Isı Transferi Ve Basınç Kaybının Deneysel Ve Sayısal Analizi
Burak UĞUZ Bülent Güven DEMİR Mete ÖZŞEN	Sistem Kayıplarının Fan Performansına Etkisinin Deneysel Olarak İncelenmes
Mustafa Turhan ÇOBAN	Modelling Thermophysical & And Thermodynamic Properties Of Humid Air As A Real Gas By Using Nist(Lemmon) Dry Air Mixture Eos And Iapws 95 Formulation For Steam
Mustafa YAPRAK Mustafa ERTURK M.Zeki YILMAZOGLU	Ankara İklimi İçin Koyun Barınağı Havalandırma Sistemlerinin Tasarımı Ve Bibliyometrik Analizi
Oğuz DÖNMEZ Tolga ÇİFTÇİ Alper GÖKALP Ahmetcan YETİŞ Ziya Haktan KARADENİZ	3D Baskılı Merkezi Olmayan Isı Geri Kazanımlı Havalandırma Ünitesinin Tasarımı, Üretimi ve Testi
Tunahan BUDAK Çağatay YILDIZ Müslüm ARICI	Effect of curved enclosure wall design on PCM melting in latent heat storage units

OTURUM 34 /SALON D104 11.09.2025 / 15:15-17:00 Akışkanlar Mekaniği Oturum Başkanı : Prof. Dr. Kamil ARSLAN	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Tünay Erim EKİCİ Ömer Faruk DEMİR Selahaddin Orhan AKANSU Mahmut Burak AKKUŞ	The Effect Of Different Naca Airfoil Cambers On The Performance Of A Vertical Axis Wind Turbine At Low Tip Speed Ratios
Şafak DOĞRU Ali Bahadır Olcay Bayram Şahin	Optimization of Battery Thermal Management System Using Ultrasonically Assisted Liquid Immersion for Lithium-Ion Batteries
Oğuz BAŞ Burak KURŞUN Korhan ÖKTEN	Boşluk Tabanlı Scramjet Motorlarda Optimum Boşluk Geometrisinin Belirlenmesi
Uğur BÜYÜKTUNCER Utku ŞENTÜRK Hasan YILDIZ Selim DİKMEN	Integration Of An Exponential Transformation Method Into Physics-informed Neural Network (Pinn) For Solving Advection-dominant Advection-diffusion Equation
Fuad SARIĞIGÜZEL Sergen TÜMSE Beşir ŞAHİN	Numerical Simulation of the Effect of Wavy Channel Amplitude in Thermally Developing Laminar Flow

OTURUM 35 /SALON D105 11.09.2025 / 15:15-17:00 Alternatif ve Temiz Enerji Teknolojileri Oturum Başkanı : Doç. Dr. Muhittin BİLGİLİ	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Mustafa TOLAY Cemil KOYUNOĞLU Nagihan ERSOY İsmail EKMEKÇİ Nevzat ŞADOĞLU	Feasibility Studies Of Energy Production With Solid Fuels Using Down Draft Gasification
İsmail ÜSTÜN Veysel TURAN Cuma KARAKUŞ İlker MERT	Gaziantep Osb'de Ges Uygulamasının Mevsimsel Performansı Ve Ekonomik Fizibilitesi
Batuhan ŞENLEN Yalım GÜLTEKİN Halil İbrahim VARİYENLİ	İçme Suyu Arıtma Tesisine Bağlı Çalışan Mikrohes Santralinin 3E Analizi
İsmail EKMEKÇİ Özlem BOYDAK	Yeni Nesil Çalışma Akışkanları R1233zd Ve R1234ze İle Multijenerasyon Bir Enerji Sisteminin Ekserji Tabanlı Performans Değerlendirmesi
Ahadollah AZAMI İslam ESEN	Lessons From Climate Responsive Architecture Of Courtyard For Thermal Comfort In Hot-humid Region Of Adana, Türkiye

18:30	**GALA YEMEĞİ**

OTURUM 37 /SALON D101 12.09.2025 / 09:00-10:30 Akışkanlar Mekaniği Oturum Başkanı : Prof. Dr. Hüseyin GÜNERHAN	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Cemil KOYUNOĞLU İskender GÖKALP	Doğal Gaz/hava Türbülanslı Ön Karışımlı Alevlere Hidrojen İlavesinin Etkilerinin Yakalanması: Kismen Ön Karışımlı Yanma Modeli Kullanılarak Bir CFD Çalışması
Ali MÜFTÜOĞULLARI Buğra SARPER	Morphological Influence on Hemodynamic Patterns in Abdominal Aortic Aneurysms: A Computational Study
Hilal AKSOY Göktürk Memduh ÖZKAN	Numerical Analysis Of Coanda Effect-based Lift Generation On Bezier Curve-modified Uav Geometry
Hüseyin Can ÖNEL Alp TİKENOĞULLARI	Two-dimensional Idealization Of Conjugate Heat Transfer In The Cooling Plate Of A Pem Fuel Cell
Mehmet YOLADI İsak KOTCİOGLU Eda Feyza AKYUREK	Helisel Kanatçıklı Çapraz Akışlı Isı Değiştiricide Isı Transferi Ve Basınç Düşüşünün Deneysel Ve Sayısal Karşılaştırmalı Analizi
Cemil KOYUNOĞLU Fikret YÜKSEL	Thermal Analysis of a Water-Cooled Heat Sink

OTURUM 38 /SALON D102 12.09.2025 / 09:00-10:30 Soğutma Teknolojileri Oturum Başkanı : Prof. Dr. Ali KILIÇASLAN	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Ebru MANÇUHAN Ömer Talha ODABAŞ Oğuzhan KARTAL Emre ALPMAN Berçem Kıran YILDIRIM	Doğrudan Buharlaşmalı Soğutma Sistemi Tasarımının Performans Parametrelerine Etkisinin Sayısal Analizi
Halil ATALAY M. Turhan ÇOBAN	R1243zf(3,3,3-trifluoropropene) Soğutucu Akışkanının Kullanıldığı İki Kademeli Soğutma Çevriminin Optimizasyonu
Yakup SEL Eyup KOÇAK Haşmet TÜRKOĞLU	Gözenekli ve Kanatçıklı Yapıların Isı Transfer Performansının Deneysel Olarak İncelenmesi
Emre Hilmi DENEL Hasan Furkan DOĞAN Hüseyin PEHLİVAN	Klimalarda Kullanilan Sönümleme Takozu Geliştirmesi
Furkan DİLBAZ Fatih SELİMEFENDİGİL	PCM Entegreli Tuberkül Kanatçıklı ve Lale Şekilli Kanal Dizilimli Soğutma Plakasıyla Batarya Modüllerinde Yenilikçi Termal Yönetim

OTURUM 39 /SALON D103 12.09.2025 / 09:00-10:30 Güneş Enerji ve Yakıt Hücreleri & Isıtma, Soğutma ve Havalandırma Uygulamaları Oturum Başkanı : Prof. Dr. İbrahim Halil YILMAZ	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Mehmet ORUÇ Berdan ULAŞ Sedat YAYLA	Gliserol Beslemeli Yakıt Pilinin Sayısal Olarak İncelenmesi
Ali Yiğit ÖZDİNGİŞ Arda ÇETİNER Mehmet İPEKOĞLU Mehmet Gökhan GÖKÇEN	A Numerical Investigation of The Battery Pack Cooling Performance of an Electric Formula SAE Vehicle
Aydın DÖNMEZ Lütfullah KUDDUSİ	Paralel İki Levha Arası Akışta Isıl Giriş Bölgesinde Yerel Nusselt SayısInın Belirlenmesi
Batuhan GÖÇEN Mertcan UZUN Oktay ZORLU Ümit ÜNVER	Isı Geri Kazanımlı Isı Pompası Analizi
İlker İLASLANER Mert ÖKTEN Halil İbrahim VARİYENLİ	Su Soğutmalı PV/T Ve PV Sistemlerin Deneysel Performans Analizi

OTURUM 40 /SALON D104 12.09.2025 / 09:00-10:30 Yakıtlar ve Yanma & Hidrojen ve Nükleer Enerji Uygulamaları Oturum Başkanı : Prof. Dr. Ebru MANÇUHAN	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Nebi ASLAN Melda ÖZDİNÇ ÇARPINLIOĞLU	Comparative Study of Injection Patterns in Rotating Detonation Engines
Altuğ MUSLU Kübra KURTOĞLU SONTAY Göktuğ KARACA Musa Cenk ÖZEKİNCİ Doğuş ÖZKAN	A Study On The Impact Of V-gutter Flameholder Geometry On Afterburner Combustion Performance
Mehmet BUCAKLI Sena Zeliha TAŞKAN Ahmet ÇOŞGUN Afşin GÜNGÖR	Demir-Çelik Endüstrisinde Karbonsuzlaşma: Hidrojen Temelli Yakıt Değişiminin Senaryo ve Vaka Çalışmalarıyla Değerlendirilmesi
Muhittin BİLGİLİ Mehmet SUBAŞI	Sıkıştırılmış Hidrojen Depolama Tanklarının Teorik İncelenmesi
Müslüm Mücahit UZANLIK Coşkun YÜKSEL Adnan SÖZEN Tayfun MENLİK Mustafa Bahadır ÖZDEMİR	Düzlem Yüzey Güneş Kolektöründe Nanopartikül KaplI Emici Yüzeyin Performansa Etkisi
Ali Cem YAKARYILMAZ Tayfun ÖZGÜR	Improving Low-Temperature HC-SCR via Sm-Modified Cu-Zeolite Catalysts

OTURUM 41 /SALON D105 12.09.2025 / 09:00-10:30 Enerji Politakaları, Verimliliği & Enerji Hasadı ve Çevre Oturum Başkanı : Prof. Dr. İlhan Tekin ÖZTÜRK	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Sena Özlem ARICA	İklim Verilerini Hesaplama ve Sunma Yöntemleri
Ahmet YAVUZDEĞER Mehmet BİLGİLİ	Analysis of Climate Change Indicators for Adana Province
Birnur BOZDOĞAN Adem ATMACA	Optimizing Energy Consumption in Plastic Recycling: A Stochastic Approach with Monte Carlo Simulation and Heat Map Insights
Sena Özlem ARICA	Ways to Reduce Waste Water in Buildings
Mustafa ERTÜRK EMİNE YAĞIZ GÜRBÜZ ALİ KEÇEBAŞ Onur Vahip GÜLER	Meteorolojik Verilere Dayalı Atmosferik Yoğuşma Zamanlayıcısı İle Pasif Su Hasadı Potansiyelinin Belirlenmesi: Mersin İli Örneği
F. Mertkan ARSLAN Olcay ÖNER Hakan TAVUKÇU Hilal Eyinç AKKAYA Abdullah ÇALIŞKAN Evren GÜMÜÇ Bora DEVRİM Gamze ULUDAĞ Hüseyin GÜNERHAN	Ticari Kutu Soğutuculardа Değişken Hızlı Kompresör ve Yüksek Verimli Fan Motorunun Enerji Performansına Katkısı: Deneysel Bir Çalışma

OTURUM 43 /SALON D101 12.09.2025 / 11:00-12:15 Akışkanlar Mekaniği Oturum Başkanı : Prof. Dr.Mustafa KILIÇ	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Doğukan URUK Emine YALÇIN Remzi Can YILMAZ	Investigation of the effect of various airfoil geometries as leading-edge slat configuration on the aerodynamic performance of S1223 airfoil
Buse EROL Tahir DURHASAN Ali Emirhan EROĞLU İlyas KARASU Fırat EKİNCİ Hüseyin AKILLI	Kısmi Esnek Yüzeyli Kanat Profili İçin Burulma Şekil Değişikliğinin Aerodinamik Performans Üzerine Etkilerinin Araştırılması
Büşra KARATAŞ Hürrem AKBIYIK	Albatros Üst Kesitli Modifiye Naca0012 Kanatının Aerodinamik Performansı Üzerine Deneysel Bir Çalışma
Abdullah DAĞDEVİREN Engin GEDİK Emrehan GÜRSOY	Effects Of Magnetic Field On Heat Transfer And Entropy Generation Under Turbulent Regime Conditions In A Channel Using Fe3o4/h2o Nanofluid
Abdullah DAĞDEVİREN Engin GEDİK Emrehan GÜRSOY	Numerical Investigation Of Natural Convection In A Square Enclosure Filled With Cofe2o4/h2o Nanofluid

OTURUM 44 /SALON D102 12.09.2025 / 11:00-12:15 Soğutma Teknolojileri Oturum Başkanı :Doç. Dr. Meltem KOŞAN	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Arif Emre AKTAŞ	Numerical Analysis of Elliptical Shaped Pin Fin Heat Sinks using various Arrangements
Mustafa Turhan ÇOBAN	Determining The Optimum Refrigerant For A Two Stage Refrigeration Cycle Using Flash Chamber By Using Generalized Lee_kesler Equation Of State
Anıl BAŞARAN Mustafa ELEGELMEZ Mert ÖNDEROĞLU	Absorbe Minibar Soğutma Kabininin Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği Yöntemiyle Enerjetik Ve Ekserjitik İncelemesi
Orhan KEKLIKCIOGLU Harun YALIN	Evaluation of Water-Source VRF Systems in Terms of Performance and Applicability

OTURUM 45 /SALON D103 12.09.2025 / 11:00-12:15 Yenilenebilir Enerji Oturum Başkanı : Prof. Dr. Tayfun MENLİK	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Cemil KOYUNOĞLU Ece POLAT	Matlab Simulink Modeli İle Anaerobik Çürütme Yoluyla Alg Biyokütlesinden Biyogaz Üretimi
Eylül Ece DEMİRTAN Ekin ÖZGİRGİN YAPICI Necip BAYSAL Mert YAZKAN Yasin GÜLSÜM Duygu Ezgi KAYA Firdevs ÇAL	Determination Of Aerodynamic Performance Of A Savonius Wind Turbine Using Cfd
Ozben KUTLU Hayati OLGUN Gökhan DEVEKIRAN Hasan SARPTAŞ Ersan Olcay IŞIN Babak KEIVANI	Güneş Enerjisi ve Biyokütle Yakma Sisteminin Hibrit Olarak Bireysel Isıtma Sistemine Entegrasyonu
Naime Filiz ÖZDİL Yiğit SEVİNÇ	Offshore Wind Turbine Efficiency Analysis for Turkey Coasts
Ahmet Ertuğrul BAY Tolgay KARA	Solar-Powered UAV Wing Design under Dynamic Environmental Conditions

OTURUM 46 /SALON D104 12.09.2025 / 11:00-12:15 Akışkanlar Mekaniği Oturum Başkanı : Doç. Dr. Erdem ÇİFTÇİ	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Sercan YAĞMUR Sercan Dogan Aziz Hakan ALTUN Mehmet ÇAPA İbrahim AK Yusuf EROĞLU Beytullah ÖZDEMİR	Endüstriyel Fırınlarda Çift Yönlü Çalışan Fanin Akış Dağılımına Etkisi
Ilker GOKTEPELI	Numerical Examination Of Flow Around Tandem Square Cylinders
Yağızhan BİLGİN Mustafa Zeki YILMAZOĞLU	Hidrolik Sistemler İçin Debi Tüketici Sistemlerin Tasarımı, Simülasyonu Ve Testleri
Celal NAZLI Mehmet GÜRDAL Kamil ARSLAN Emrahan GÜRSOY	Elektrikli Araçlarda Kullanılan Prizmatik Bataryalar İçin Sıvı Soğutma Kanallarında Al2o3-h2o Kullanımının Sayısal Olarak İncelenmesi
Mehmet YANARDAĞ Oğuz Turgut Süleyman Emre Ak	Nanoakışkan Kullanarak Dalgalı Serpantin Mikrokanallı Isı Değiştiricilerinin Gradyan Tabanlı Geometri Optimizasyonu

OTURUM 47 /SALON D105 12.09.2025 / 11:00-12:15 Enerji Dönüşümü ve Depolanması & Mikro ve Nano Boyuttaki Uygulamalar Oturum Başkanı : Prof. Dr. İrfan KURTBAŞ	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Birnur BOZDOĞAN Tuka FATTAL Recep YUMRUTAŞ	Bio-heat Transfer In Cancer Treatment Using Radiotjerapy And Hypethermia "A General Mathematical Solution Of Pennes' Bio-heat Equation Using Monte Carlo Simulation "
Melih Şenocak Yasin Varol Hakan F. Öztop Turan Gürgenç Ezgi Gürgenç	SiB_6 Katkısının NaNO3-KNO3 Tabanlı Solar Tuzun Termal ve Kristal Yapısına Etkisi
Tuba EVGİN Halil Doğacan Koca Matej MİČUŠİK	Elastomer Kompozitlerde Isıl İletkenlik: Tanecik Boyutu Etkisi
Merve TUNÇ KOÇYİĞİT Telem ŞİMŞEK Meltem ASİLTÜRK ERSOY İbrahim ATMACA	Comparative Thermal Analysis Of Alternative Nanomaterials For Use In Magnetic Hyperthermia Applications

OTURUM 51 /SALON D103 12.09.2025 / 13:30-14:45 Binalarda Yenilenebilir Enerji & Soğutma, Havalandırma Uygulamaları Oturum Başkanı : Prof. Dr. Alper BÜYÜKKARAGÖZ	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Aydın ATALAR Erdem IŞIK Gökhan KAHRAMAN	Doğal Taşların(Andezit) Bir Evin Duvarlarında Farklı Kalınlıklarda Uygulanması Durumunda Gerçekleşecek Isı Transferi Ve Yoğuşma Olayının İncelenmesi
Ümran Özge ŞEBİK Başar Çağlar Mousa MOHAMMADPOURFARD Nurdan Yıldırım	Techno-Economic Assessment of a Grid-Connected PVT-Assisted Heat Pump System
Büşra ÖZEN	3D Baskı Teknolojisiyle Üretilen Isı Geri Kazanım Eşanjörlerinde Kullanılan Malzemelerin Etkisi
Mehmet AKSOY Ali KAHRAMAN Sadık ATA	Rejeneratif Reküperatörlü Orc Sistemlerinde Yeni Nesil Akışkanların Termodinamik Ve Çevresel Performans Analizi
Elif ÇELİK Ziya Haktan KARADENİZ Başar ÇAĞLAR	Thermal Limits Analysis Of A Pem Electrolyzer Under Varying Load Profile

OTURUM 53 /SALON D105 12.09.2025 / 13:30-14:45 Alternatif ve Temiz Enerji Teknolojileri Oturum Başkanı : Doç. Dr. Levent ÇOLAK	
YAZAR(LAR)	**BAŞLIK**
Nurettin ÇEK Selman SEZER Hüseyin Can TOPCAN Alper Kadir TANYILDIZI Ayhan ORHAN Aysun TUNA Tayfun MENLİK	Tek Odacıklı Turba Mikrobiyal Yakıt Hücresinin Elektrik Üretim Performansının Araştırılması
Miraç Burak KAYA Onur Kodak Farshid Sadeghi-Khaneghah Emre Dumankaya Gizem Yumru Alanat Levent Kılıç Neşet Arzan Alp Er Şevki Konukman	Analysis Of Carbon Reduction And Economic Performance Of Electrification In The Glass Industry: A Case Study In Bursa
Miraç Burak KAYA Onur Kodak Farshid Sadeghi-Khaneghah Emre Dumankaya Gizem Yumru Alanat Levent Kılıç Neşet Arzan Alp Er Şevki Konukman	The Turkish Glass Industry And Green Transformation: Opportunities, Challenges, And Alignment With The Eu Green Deal

Hüseyin Can TOPCAN Tayfun MENLİK	Boya Atık Suyu Beslemeli Mikrobiyal Yakıt Hücresinin Atık Dönüşümü ve Elektrik Üretim Performansının Araştırılması
Levent ÇOLAK Muhammed Süleyman ÖZKAN	Enerji Verimli, Yenilikçi, Sanayi Tipi Çift Cidarli Davlumbazın Sayısal Ve Deneysel Analizleri İle Termoekonomik Optimizasyonu
Safwan HAIDER Neslihan ÇOLAK	A Comprehensive Analysis Of Fatty Acids From Agricultural Byproducts As Sustainable Phase Change Materials For Solar Energy Applications

13.09.2025	**GEZİ PROGRAMI**

Not: Kongre programında yer alanoturum 6, 12, 18, 24, 27, 30, 36, 42, 48, 49, 50, 52 ve 54 özet bildiriden oluşan oturumlardır.

İÇİNDEKİLER

	GİRİŞ	v
	Önsöz	v
	Preface	vi
	Kurullar	vii
	Onur Kurulu	vii
	Düzenleme Kurulu	vii
	Yürütme Kurulu	viii
	Bilim Kurulu	viii
	Davetli Konuşmacılar	xxvi
	Prof. Dr. Orhan AYDIN TÜBİTAK Başkanı	xxvi
	Prof. Dr. Yunus ÇENGEL	xxvii
	Professer LP SIVAKUMAR	xxviii
	Professer Amjad Anvari - Moghaddam	xxix
	Prof. Dr. Tahsin ENGİN	xxx
	Prof. Dr. Hüseyin GÜNERHAN	xxxi
	Prof. Dr. İsmail EKMEKÇİ	xxxii
	Prof. Dr. Adnan MİDİLLİ	xxiii
	Prof. Dr. İrfan KURTBAŞ	xxxiv
	Prof Dr. Günnur KOÇAR	xxxv
	Program	xxxvi
	İçindekiler	lvii
	BİLDİRİLER	
1.	Enerjide Yapay Zeka Uygulamalarinin Bibliyometrik Analizi	1
2.	Türkiye'de Isıtma Gün Derecelerinin Yapay Sinir Ağı İle Analizi	16
3.	Türkiye İçin Yapay Sinir Ağı Odaklı Güneşlenme Süresi Tahmini	25
4.	A Comparative Overview Of Using Artificial Intelligence In Photovoltaic Thermal Systems	36
5.	Çimento Üretiminde Döner Fırın Prosesinin Enerji Ve Ekserji Verimliliğinin Makine Öğrenmesi Yöntemleriyle Analizi	45
6.	Solving One And Two Dimensional Heat Equations Using Physics-informed Neural Networks	58
7.	Farkli Kurutma Şartlarındaki Prosesin Deneysel Ve Açıklanabilir Yapay Zeka Yöntemleri İle İncelenmesi	68
8.	Konvektif Kurutma Ve Mikrodalga Destekli Konvektif Kurutma Yöntemleriyle Havuç Kurusu Ve Elma Kurusu Üretiminde Kurutma Karakteristiklerinin Ve Kurutma Kinetiğinin İncelenmesi	76
9.	FV/T hibrit bir prototip kurutucuda kapya biberin kuruma karakteristiklerinin belirlenmesi	88
10.	Çift Kademeli Seri Absorpsiyonlu Klima Sistemlerinde Performans İyileştirme Çalişmaları	95
11.	Elmas Pin Kanatçıklı Isı Alıcısında Isıl Temas Direncinin Taban Plaka Sıcaklığına Etkisinin Sayısal Olarak İncelenmesi	104
12.	Yeni Nesil Soğutkanların Termodinamik Performansının Güneş Destekli Soğutma Sistemi İçin İncelenmesi	111
13.	R1234yf Soğutucu Akişkanlı Bir Otomobil Klimasının Performansının Yapay Sinir Ağları İle Tahmini	117

14.	Development Of A Reduced Order Model For Performance Evaluation Of Tpms Heat Exchangers	127
15.	Çoklu Çarpan Hava Jetleriyle Soğutmada İçbükey Isı Alıcının Isı Ve Akış Karakteristiklerinin Deneysel Ve Sayısal Karşılaştırılması	133
16.	Farklı uygulama ve işletme parametrelerinin ısı boyalı ısıtma sistemlerinin yüzey sıcaklığına etkisinin incelenmesi	143
17.	Kış Koşullarında Elektrikli Araç Kabinlerinde Gelişmiş Termal Yönetim İçin Pcm Kullanımı	156
18.	Isıtma Mevsiminde Pencere Altında Kullanılan Mermerin Isıl Performansının Deneysel Ve Sayısal İncelenmesi	166
19.	Cam Elyaf Katkılı Polipropilen Levhaların Presleme Öncesi Isıl İşlemi İçin Kızılötesi Fırın Tasarım Parametrelerinin Değerlendirilmesi	176
20.	Parametric Analysis Using ANN and Correlation Development Based on CFD Results in a Double-Pipe Heat Exchanger with Hemispherical Turbulators	183
21.	Dairesel Ve Elips Şekilli Boru Demetinin Isı Ve Akış Karakteristiklerinin Sayısal Olarak İncelenmesi	193
22.	Gün Işığı Ve Gölgelemenin Bina Enerji Tüketimi Üzerindeki Etkileri:simülasyon Tabanlı Değerlendirme	203
23.	Determining The Optimum Binary Fluid Geothermal Supercritical Binary Cycle By Using Generalized Lee Kesler Eos	212
24.	Haberleşme Uyduları İçin Isıl Kontrol Sistemi Tasarım Yaklaşımı	219
25.	Çift Faz Gecikmeli Model İle Mikro-nano Düzeyde Isıl Analiz	225
26.	Molecular Dynamics Simulation Of Binary Mixture Flow In Nanochannel: Thermal Transport Analysis	237
27.	Plug-in Soğutma Dolaplarında Evaporatör Önü Akış Düzenleyici Geliştirilmesi	242
28.	Minikanallarda Isı Transferi Ve Akışkan Akışının Deneysel Ve Sayısal Olarak İrdelenmesi	248
29.	Parabolik Kesitli Üzerinde Çukurlar Bulunan Burgulu Boru Demetine Sahip Isı Değiştiricisinde Nanoakışkan Katkılı Su Kullanılmasının Isı Transferi Ve Akış Parametrelerine Etkisinin Sayısal Olarak İncelenmesi	255
30.	Investigation Of The Aerodynamic Performance Of A Naca0015 Airfoil Using A Guide Vane Around The Airfoil	264
31.	Çapraz Akışlı Isı Değiştiricisinde Helisel Kanatçıkların Isı Transferine Etkisi	269
32.	Long Term Natural/free Convection Stains On Walls As Time Averaged Flow Visualization Of The Radiator Thermal Plumes	276
33.	İçten Yanmalı Motorların Soğutma Sisteminde Nanoakışkan Kullanımının Termohidrolik Bakımdan Teorik Analizi	284
34.	Bina İçi CO_2 Seviyesinin Doğal Havalandırma İle Azaltılmasının Deneysel ve Sayısal Değerlendirmesi	292
35.	Yeraltı Otoparkında Jet Fan Havalandırma Ve Duman Dağılımı Üzerine Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği Çalışması	303
36.	Impact of Thermal Contact Resistance in a Laptop	311
37.	İki Farklı 4 Haneli Kanat Profilinin Ses Altı Hızda Aerodinamik Performansının Xflr5 Analizi	315
38.	Helisel Kabuk Borulu Isı Değiştiricide Hibrit Nanoakışkan Kullanımının Sayısal Analizi	323
39.	Vidalı Kompresörlerde Yeni Nesil Siklon Tipi Yağ Seperatörü Uygulamasının Cfd Ve Deneysel Tabanlı İncelenmesi	331
40.	Experimental Investigation of an Adverse Curved Slot Flap on the Aerodynamic Performance of a NACA 63(4)-421 Airfoil	337
41.	Kesme Endüstrisi İçin Yüksek Basınçlı Saf Su Jet Nozulu Tasarımının Sayısal Analiz	344

42.	İlaç Sektöründe Soğuk Zincir Lojistiği Enerji Tüketiminin Faz Değiştiren Malzemelerle İncelenmesi	350
43.	Farklı Halkasal Aralıklara Sahip Gizli Isı Termal Enerji Depolama Ünitesinde Katılaşma Sürecinin İncelenmesi	355
44.	Soğutucu Akış Hızının Hibrit (Hava Ve Sıvı) Soğutma Üzerinde Etkisi: Modül-seviyesi Batarya Termal Yönetimi	365
45.	Değişken Sıcaklıklı Isı Kaynağına Sahip Organik Rankine Çevriminde Faz Değişimli Isı Depolama ile Güç Çıkışının Dengelenmesi	371
46.	Aşırı Kızgın Buhar Üretimi İle Güç Artışı Sağlayan Güneş Enerjisi Entegreli Düşük Entalpili Jeotermal Enerji Santrali	378
47.	Denizaltılarda Co_2 Tahliyesine Yönelik Enerji Geri Kazanım Sistemlerinin Çok Kriterli Değerlendirilmesi: Yenilikçi Basınç Değiştirici Uygulaması	384
48.	Ay Yörüngesi Uygulamaları İçin Uzay Aracının Isıl Tasarımı Ve Yörünge Dinamiğine Bağlı Olarak Isıl Analizlerin Gerçekleştirilmesi	391
49.	İki Borulu Isı Değiştiricide Grafen Nano Akışkan Kullanımının Termal Performansa Etkisi: Sayısal Bir İnceleme	404
50.	Entropy Generation in Heat Exchangers During Step Changes with Temperature Dependent Properties	410
51.	Optimum Neutronic Efficiency And Thermal Analysis Of 4800 Mwe Pwr Type Nuclear Reactor	416
52.	Performance Effects of Ultraviolet Radiation on Phase Change Material (PCM) In PV/T Solar Panels	425
53.	Investigation of Density Variation Effects in Phase Change Material Modeling Under Varying Gravitational Conditions	432
54.	Design Optimization And Performance Analysis Of Single-phase Micro Pin Fin Heat Sinks For Electronic Thermal Management: A Case Review	440
55.	Theoretical Investigation Of Using R290 Instead Of R404a In The Refrigeration System	447
56.	Elektrikli Araç Bataryalarında Dielektrik Sıvı Soğutmanın Termal Performans Değerlendirmesi	454
57.	Evaluating the Performance of Aluminum Foam-Clad Pin Fin Heat Sinks: A Life Cycle Assessment Perspective	463
58.	On Cooling Towers; Analysis Of Hyperbolic Cooling Towers For Heat Rejection Process	472
59.	Dikdörtgen Kanal İçerisindeki Isıtılmış Plaka Üzerine Yerleştirilen Girdap Üreteçlerinin Isı Transferine Etkisinin İncelenmesi	480
60.	Yanıt Yüzeyi Optimizasyonu İle Egzoz Gazı Sıcaklığının Düşürülmesi İçin Merkez Akışlı Jet Pompasının Had Tabanlı Analizi	491
61.	Klimalarda Evaporatör Pas Tasarımının Kapasite Ve Pas Sıcaklık Dağılımı Üzerindeki Etkilerinin Sayısal Ve Deneysel Analizi	502
62.	Dış Hava Hızının Bina Enerji Performansına Etkisi	508
63.	Numerical Investigation of the Impact of Turbulator Designs on the Thermal Performance of Heat Exchangers	515
64.	Eksenel Düz Kanatlı Kama Ve Elips Şekilli Boru Demetinin Çok Amaçlı Optimizasyonu	521
65.	The Passive Design Integration Strategies With Wood Constructions In Hot-humid Climate Region Of Adana, Türkiye	529
66.	Konutlarda Uzun Pencere Ve Low-e Cam Kullanımının Yalıtım Kalınlığına Etkisi: Ts 825 Uygulaması	538
67.	Mekanik Diyaframlı Ve Akıllı Ultrasonik Doğalgaz Sayaçların Karşılaştırılması	546
68.	Akilli Şehirlerde Doğalgaz Sayaçlarinin Dönüşümünün Ekonomik Analizi	564
69.	Mersin İlinde Güneş Enerjisi Destekli Bisiklet Şarj İstasyonu Kullanımı Ve Karbon Ayak İzini Azaltma Potansiyeli	574

70.	Gazlı Endüstriyel Pişirme Fırın Prototipinde Fan Koruma Sacı Geometrisinin Akış Hızı Dağılımına Etkisi	579
71.	Tipik Meteorolojik Yılların Farklı Yöntemlerle Oluşturulması	583
72.	Biyo–atıklardan Subazlı Reçine Kullanılarak Üretilen Yalıtım Malzemesinin Yanma Dayanımının Optimizasyonu	590
73.	Farkli Yerleşime Sahip Lityum İyon Batarya Paketlerinin Soğutma Performanslarının Karşılaştırılması	597
74.	Sabit Ve Hareketli Çapa Sahip Borularda Basınç Düşüşünün Etkilerinin Deneysel Araştırılması	608
75.	NACA 0012 Kanat Profili Üzerinde Buzlanma Oluşumunun Sayısal Olarak İncelenmesi	614
76.	The Effect Of Fuselage Length On Aerodynamic Performance In Unmanned Aerial Vehicles With A Twin-tail Propeller System	623
77.	Bir Kanal Akışında Kardeş Delikli Pulsatif Jet Uygulamasının Soğutma Performansının İncelenmesi	632
78.	Plug-In Teşhir Tipi Soğutucularda Defrost Suyu Buharlaştırma Sürecinin CFD Tabanlı Isıl ve Akış Analizi	641
79.	Elektrosprey Soğutma İle Özgün Latis Isı Alıcısının Optimizasyonu Ve Performans Analizi	651
80.	Buhar Sıkıştırmalı Soğutma Sisteminin Enerji Performansının Deneysel Olarak İncelenmesi	657
81.	Numerical Investigation Of Helicopters Avionics Bay Cooling System With Different Altitude Conditions	664
82.	Saatlik Kuru-ıslak Termometre Farkına Dayalı Evaporatif Soğutma Potansiyelinin Değerlendirilmesi: Mersin İli Örneği	675
83.	NREL S826 Kanat Profiline Sahip Küçük Ölçekli Rüzgar Türbininin Aerodinamik Optimizasyonu ve Performans Analizi	686
84.	Geothermal Energy And Usage In Heating Systems	692
85.	Solar Radiation Exergy Potential For Some Cities of Turkey	696
86.	Güneş Bacası Güç Santrallerinin Geliştirilmesi: Metal Plaka Kullanımının Etkisi	700
87.	Yeni Tasarım Absorber Tüplü Konik Güneş Kollektörünün Termal Analizi	705
88.	Seawater Pumped Storage System With Pumps As Turbines	716
89.	Flow Over Two Finite-height Cylinders In Tandem	728
90.	Solving Burgers Equation With Pinn Using Gaussian Initial Condition: Effect Of Varying Characteristic Peak Width	738
91.	Savonius Rüzgâr Türbininin Kanat Geometri Değişikliklerine Göre Oluşan Performansın Deneysel ve Sayısal Olarak İncelenmesi	747
92.	Thermodynamic Definition of Critical Point and Reevaluation of Van der Waals Equation	761
93.	Comparative Analysis of Pulse Charging and Constant Current Charging Methods on Battery Performance in MATLAB Simulink	767
94.	Termoelektrik Tabanlı Kurutma Sisteminde Nem Alma Performansının Deneysel Ve Sayısal Analizi	772
95.	Feasibility Study of an Onboard CO_2-to-CH_4 Conversion System Using Real Engine Exhaust Conditions	781
96.	Evaluation Of Emissions From Aircraft In Terms Of Carbon-neutral Application	790
97.	Güneş Destekli Atmosferik Su Hasat Ünitesinin Simülasyon Çalışması	804
98.	Jenerik Bir Hava Aracı Pervanesi İçin Aeroakustik Şekil Optimizasyonu Çalışması	813
99.	Farklı Reynolds Sayılarında Naca 0008, 0012, 2412, 2415 Kanat Profillerinin K-ω Sst Ve Geçişli Türbülans Modelleri Kullanılarak Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği İle Modellenmesi	823
100.	Hidroelektrik Santrallerde Kullanılan Kelebek Tipi Vananın Akış Karakterinin Sayısal Olarak İncelenmesi	834

101.	Parallel Liquid–gas Flows With Arbitrary Interface–wall Contact Angles	844
102.	Simulation-guided Design And Experimental Validation Of A Low-cost Wind Tunnel For Uav Propeller Testing	851
103.	Performance Analysis Of The Mitsubishi 4d31 Diesel Engine Under Variable Speed And Egr Conditions	860
104.	Thermal Stress Analysis Of An Exhaust Manifold In A Turbocharged Gasoline Engine Under Varying Operational Conditions	864
105.	Tek Silindirli Bir Dizel Motorun HCCI Dönüşümü Ve Ön Testleri	869
106.	Numerical Analysis of Combustion and Emission Characteristics of Pure Fuel Oil	876
107.	Performance Evaluation Of A Micro Turbojet Engine Combustion Chamber Using Hydrogen-ammonia Fuel Mixtures	884
108.	Dörtgen Kanallarda CoFe2O4/H2O Kullanılarak Eliptik Çukur Kanatçıkların Termo-hidrolik Performansa Etkilerinin Sayısal Analizi	889
109.	Hidrojel Kullanımını Yeni Bir Fraktal Mini Kanal Isı Alıcılarının Performansına Etkisinin Deneysel Ve Sayısal Olarak İncelenmesi	901
110.	PV Panellerinin Termal Davranışı Ve Soğutma Uygulaması: Bölgesel Uygulamalar İçin Bir Cfd Analizi	912
111.	Doğadan Esinlenerek Tasarlanan 76/40 Süpürme Açılı Çift Delta Kanadın Aerodinamik Performans Analizi	919
112.	Eğik Kare Silindirin Art İzi Karakteristikleri Üzerinde Ağ YapıIılı Örtünün Etkisi	926
113.	Ultrasonik Dalgalarla Desteklenen Daldırmalı Soğutma Yönteminin Batarya Termal Yönetimine Etkisi	930
114.	Daldırmalı Soğutma İle Batarya Termal Yönetiminin Deneysel İncelenmesi	937
115.	Comparative Numerical Analysis of Passive and Hybrid Thermal Management Strategies for Li-ion Battery Packs Using PCM/EG Composites	944
116.	Thermal Performance Assessment And Energy Efficiency Improvement Of A Domestic Hot Water Tank With Pcm	953
117.	Numerical Investigation of Aerodynamic Drag and Flow Behavior Around the Citroën Ami Electric Vehicle	960
118.	Numerical Investigation Of The Effects Of Elliptical Pit Fins On Thermo-hydraulic Performance Using Go+mxene/eg+ H2o Nanofluid In Square Section Ducts	966
119.	Ses Üzeri Muharip Uçaklara Ait Kompozit Burun Radom Parçasının Analizi Ve Tasarım Optimizasyonu	977
120.	Bombeli Burun Yapısına Sahip Otonom Su Altı Aracının Türbülans Kinetik Enerji Değişimlerinin Deneysel İncelenmesi	982
121.	Hava Hızı, Sıcaklığı ve Bağıl Neminin Yoğuşturucunun Analiz İndekslerine Etkisinin Duyarlılık Analizi ile Belirlenmesi	987
122.	M Paketi Termofiziksel Özelik Fonksiyonlarının HAD Simülasyonuna Entegresiyle Donma Prosesinin İncelenmesi	993
123.	Biyo-ilhamlı Mikro Kanallı Isı Alıcı Tasarımı	999
124.	Çoklu Çarpan Jetler İle Soğutulan Hareketli Bir Yüzey İçin Çıkış Konfigürasyonu Ve Yüzey Hızının Akış Ve Isı Transferine Etkisi	1009
125.	Bir Tarafından Isıtılan Gözenekli Dirençli Bir Kanalda Doğal Taşınım	1018
126.	Chevron Tipi Bir Contalı Plakalı Isı Değiştiricide Isı Transferi Ve Basınç Kaybının Deneysel Ve Sayısal Analizi	1032
127.	Sistem Kayıplarının Fan Performansına Etkisinin Deneysel Olarak İncelenmes	1047
128.	Modelling Thermophysical & And Thermodynamic Properties Of Humid Air As A Real Gas By Using Nist(Lemmon) Dry Air Mixture Eos And Iapws 95 Formulation For Steam	1053
129.	Ankara İklimi İçin Koyun Barınağı Havalandırma Sistemlerinin Tasarımı Ve Bibliyometrik Analizi	1062

130.	3D Baskılı Merkezi Olmayan Isı Geri Kazanımlı Havalandırma Ünitesinin Tasarımı, Üretimi ve Testi	1070
131.	Effect of curved enclosure wall design on PCM melting in latent heat storage units	1082
132.	The Effect Of Different Naca Airfoil Cambers On The Performance Of A Vertical Axis Wind Turbine At Low Tip Speed Ratios	1090
133.	Optimization of Battery Thermal Management System Using Ultrasonically Assisted Liquid Immersion for Lithium-Ion Batteries	1096
134.	Boşluk Tabanlı Scramjet Motorlarda Optimum Boşluk Geometrisinin Belirlenmesi	1107
135.	Integration Of An Exponential Transformation Method Into Physics-informed Neural Network (Pinn) For Solving Advection-dominant Advection-diffusion Equation	1114
136.	Numerical Simulation of the Effect of Wavy Channel Amplitude in Thermally Developing Laminar Flow	1122
137.	Feasibility Studies Of Energy Production With Solid Fuels Using Down Draft Gasification	1131
138.	Gaziantep Osb'de Ges Uygulamasının Mevsimsel Performansı Ve Ekonomik Fizibilitesi	1140
139.	İçme Suyu Arıtma Tesisine Bağlı Çalışan Mikrohes Santralinin 3E Analizi	1146
140.	Yeni Nesil Çalışma Akışkanları R1233zd Ve R1234ze İle Multijenerasyon Bir Enerji Sisteminin Ekserji Tabanlı Performans Değerlendirmesi	1151
141.	Lessons From Climate Responsive Architecture Of Courtyard For Thermal Comfort In Hot-humid Region Of Adana, Türkiye	1163
142.	Doğal Gaz/hava Türbülanslı Ön Karışımlı Alevlere Hidrojen İlavesinin Etkilerinin Yakalanması: Kismen Ön Karışımlı Yanma Modeli Kullanılarak Bir CFD Çalışması	1177
143.	Morphological Influence on Hemodynamic Patterns in Abdominal Aortic Aneurysms: A Computational Study	1183
144.	Numerical Analysis Of Coanda Effect-based Lift Generation On Bezier Curve-modified Uav Geometry	1195
145.	Two-dimensional Idealization Of Conjugate Heat Transfer In The Cooling Plate Of A Pem Fuel Cell	1200
146.	Helisel Kanatçıklı Çapraz Akışlı Isı Değiştiricide Isı Transferi Ve Basınç Düşüşünün Deneysel Ve Sayısal Karşılaştırmalı Analizi	1210
147.	Thermal Analysis of a Water-Cooled Heat Sink	1216
148.	Doğrudan Buharlaşmalı Soğutma Sistemi Tasarımının Performans Parametrelerine Etkisinin Sayısal Analizi	1220
149.	R1243zf(3,3,3-trifluoropropene) Soğutucu Akışkanının Kullanıldığı İki Kademeli Soğutma Çevriminin Optimizasyonu	1232
150.	Gözenekli ve Kanatçıklı Yapıların Isı Transfer Performansının Deneysel Olarak İncelenmesi	1240
151.	Klimalarda Kullanilan Sönümleme Takozu Geliştirmesi	1247
152.	PCM Entegreli Tuberkül Kanatçıklı ve Lale Şekilli Kanal Dizilimli Soğutma Plakasıyla Batarya Modüllerinde Yenilikçi Termal Yönetim	1254
153.	Gliserol Beslemeli Yakıt Pilinin Sayısal Olarak İncelenmesi	1263
154.	A Numerical Investigation of The Battery Pack Cooling Performance of an Electric Formula SAE Vehicle	1271
155.	Paralel İki Levha Arası Akışta Isıl Giriş Bölgesinde Yerel Nusselt SayısInın Belirlenmesi	1276
156.	Isı Geri Kazanımlı Isı Pompası Analizi	1280
157.	Su Soğutmalı PV/T Ve PV Sistemlerin Deneysel Performans Analizi	1290
158.	Comparative Study of Injection Patterns in Rotating Detonation Engines	1296
159.	A Study On The Impact Of V-gutter Flameholder Geometry On Afterburner Combustion Performance	1303
160.	Demir-Çelik Endüstrisinde Karbonsuzlaşma: Hidrojen Temelli Yakıt Değişiminin Senaryo ve Vaka Çalışmalarıyla Değerlendirilmesi	1310

161.	Sıkıştırılmış Hidrojen Depolama Tanklarının Teorik İncelenmesi	1319
162.	Düzlem Yüzey Güneş Kolektöründe Nanopartikül KaplI Emici Yüzeyin Performansa Etkisi	1325
163.	Improving Low-Temperature HC-SCR via Sm-Modified Cu-Zeolite Catalysts	1330
164.	İklim Verilerini Hesaplama ve Sunma Yöntemleri	1336
165.	Adana İli için İklim Değişikliği Göstergelerinin Analizi	1339
166.	Optimizing Energy Consumption in Plastic Recycling: A Stochastic Approach with Monte Carlo Simulation and Heat Map Insights	1344
167.	Ways to Reduce Waste Water in Buildings	1353
168.	Meteorolojik Verilere Dayalı Atmosferik Yoğuşma Zamanlayıcısı İle Pasif Su Hasadı Potansiyelinin Belirlenmesi: Mersin İli Örneği	1359
169.	Ticari Kutu Soğutuculardа Değişken Hızlı Kompresör ve Yüksek Verimli Fan Motorunun Enerji Performansına Katkısı: Deneysel Bir Çalışma	1370
170.	Investigation Of The Effect Of Various Airfoil Geometries As Leading-Edge Slat Configuration On The Aerodynamic Performance Of S1223 Airfoil	1377
171.	Kısmi Esnek Yüzeyli Kanat Profili İçin Burulma Şekil Değişikliğinin Aerodinamik Performans Üzerine Etkilerinin Araştırılması	1383
172.	Albatros Üst Kesitli Modifiye Naca0012 Kanatının Aerodinamik Performansı Üzerine Deneysel Bir Çalışma	1390
173.	Effects Of Magnetic Field On Heat Transfer And Entropy Generation Under Turbulent Regime Conditions In A Channel Using Fe3o4/h2o Nanofluid	1395
174.	Numerical Investigation Of Natural Convection In A Square Enclosure Filled With Cofe2o4/h2o Nanofluid	1401
175.	Numerical Analysis of Elliptical Shaped Pin Fin Heat Sinks using various Arrangements	1407
176.	Determining The Optimum Refrigerant For A Two Stage Refrigeration Cycle Using Flash Chamber By Using Generalized Lee_kesler Equation Of State	1411
177.	Absorbe Minibar Soğutma Kabininin Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği Yöntemiyle Enerjetik Ve Ekserjitik İncelemesi	1418
178.	Evaluation of Water-Source VRF Systems in Terms of Performance and Applicability	1425
179.	Matlab Simulink Modeli İle Anaerobik Çürütme Yoluyla Alg Biyokütlesinden Biyogaz Üretimi	1430
180.	Determination Of Aerodynamic Performance Of A Savonius Wind Turbine Using Cfd	1436
181.	Güneş Enerjisi ve Biyokütle Yakma Sisteminin Hibrit Olarak Bireysel Isıtma Sistemine Entegrasyonu	1444
182.	Offshore Wind Turbine Efficiency Analysis for Turkey Coasts	1456
183.	Solar-Powered UAV Wing Design under Dynamic Environmental Conditions	1463
184.	Endüstriyel Fırınlarda Çift Yönlü Çalışan Fanin Akış Dağılımına Etkisi	1467
185.	Numerical Examination Of Flow Around Tandem Square Cylinders	1480
186.	Hidrolik Sistemler İçin Debi Tüketici Sistemlerin Tasarımı, Simülasyonu Ve Testleri	1486
187.	Elektrikli Araçlarda Kullanılan Prizmatik Bataryalar İçin Sıvı Soğutma Kanallarında Al2o3-h2o Kullanımının Sayısal Olarak İncelenmesi	1497
188.	Nanoakışkan Kullanarak Dalgalı Serpantin Mikrokanallı Isı Değiştiricilerinin Gradyan Tabanlı Geometri Optimizasyonu	1505
189.	SiB_6 Katkısının NaNO3-KNO3 Tabanlı Solar Tuzun Termal ve Kristal Yapısına Etkisi	1515
190.	Elastomer Kompozitlerde Isıl İletkenlik: Tanecik Boyutu Etkisi	1521
191.	Comparative Thermal Analysis Of Alternative Nanomaterials For Use In Magnetic Hyperthermia Applications	1525
192.	Doğal Taşların(Andezit) Bir Evin Duvarlarında Farklı Kalınlıklarda Uygulanması Durumunda Gerçekleşecek Isı Transferi Ve Yoğuşma Olayının İncelenmesi	1530

193.	Techno-Economic Assessment of a Grid-Connected PVT-Assisted Heat Pump System	1537
194.	3D Baskı Teknolojisiyle Üretilen Isı Geri Kazanım Eşanjörlerinde Kullanılan Malzemelerin Etkisi	1543
195.	Rejeneratif Reküperatörlü Orc Sistemlerinde Yeni Nesil Akışkanların Termodinamik Ve Çevresel Performans Analizi	1547
196.	Thermal Limits Analysis Of A Pem Electrolyzer Under Varying Load Profile	1558
197.	Tek Odacıklı Turba Mikrobiyal Yakıt Hücresinin Elektrik Üretim Performansının Araştırılması	1567
198.	Analysis Of Carbon Reduction And Economic Performance Of Electrification In The Glass Industry: A Case Study In Bursa	1576
199.	The Turkish Glass Industry And Green Transformation: Opportunities, Challenges, And Alignment With The Eu Green Deal	1586
200.	Boya Atık Suyu Beslemeli Mikrobiyal Yakıt Hücresinin Atık Dönüşümü ve Elektrik Üretim Performansının Araştırılması	1592
201.	Enerji Verimli, Yenilikçi, Sanayi Tipi Çift Cidarli Davlumbazın Sayısal Ve Deneysel Analizleri İle Termoekonomik Optimizasyonu	1598
202.	A Comprehensive Analysis Of Fatty Acids From Agricultural Byproducts As Sustainable Phase Change Materials For Solar Energy Applications	1607

ENERJİDE YAPAY ZEKÂ UYGULAMALARININ BİBLİYOMETRİK ANALİZİ

Ramazan YILMAZ*
*Bandırma Onyedi Eylük Üniversitesi, Gönen MYO, Elektrik ve Enerji Bölümü,
10900 Gönen, BALIKESİR, ryilmaz@bandirma.edu.tr

Özet: Amaç: Enerjide yapay zekâ uygulamaları konusuyla ilgili fen ve mühendislik alanında iş birliklerini, yazarları, dergileri, anahtar kelimeleri ve trend konuları belirleyebilmektir. Materyal ve Metot: Bibliyometrik analiz için PRISMA tabanlı sistematik araştırmaya benzer iş akışı uygulanmıştır. Araştırmada Web of Science (WoS) veri tabanında 2016-2025 yılları arasında yer alan 4396 araştırma makaleleri seçilmiştir. Analiz için R tabanlı Bibliometrix yazılımı içerisinde yer alan Biblioshiny programı ile WoS analiz aracı kullanılmıştır. Bulgular ve Tartışma: Analiz sonucu yıllık ortalama artış oranı %29,39 olarak bulunmuştur. En üretken yazar LIU Y, dergi ENERGIES, kurum Chinese Academy of Sciences ve ülke Çin'dir. Alanda en etkili makale Chen Y.H. (2017) tarafından yazılmıştır. En çok kullanılan yazar anahtar kelimesi (Author's keywords) "machine learning" ve artı anahtar kelimesi (keywords plus) "model" olarak bulunmuştur. Kelime analizi ile trend konular belirlenmiştir ve kavramsal yapının ortaya çıkarılması için tematik haritalama analizi ile motor, gelişmiş ve yalıtılmış, ortaya yeni çıkan veya kaybolan ve temel temalar bulunmuştur. Alanın uluslararası işbirliği ağı sunulmuştur. WoS analizi ile dergi kategorisi ve atıf çekirdeği bulunmuştur. Sonuç: Alanın entelektüel yapısı ortaya çıkarılmıştır ve geniş açıdan fotoğrafı çekilmiştir. Araştırmacılara çalışmalarında yol gösterecek bibliyometrik verilere ulaşılmıştır. Enerjide yapay zekâ uygulamalarının son yıllarda önemli ölçüde arttığı ve Türkiye'nin 121 makale ile 22. sırada yer aldığı tespit edilmiştir.
Anahtar Kelimler: Enerji, Yapay zekâ, AI, Web of Science (WoS), Bibliyometrik analizi, Bibliometrix, Biblioshiny, Bilgi analitiği

BIBLIOMETRIC ANALYSIS OF ARTIFICIAL INTELLIGENCE APPLICATIONS IN ENERGY

Abstract: Aim: To determine collaborations, authors, journals, keywords and trending topics in the field of science and engineering related to the subject of artificial intelligence applications in energy. Materials and Methods: A workflow similar to PRISMA-based systematic review was applied for bibliometric analysis. A total of 4,396 research articles published between 2016 and 2025 were selected from the Web of Science (WoS) database. The Biblioshiny program in the R-based Bibliometrix software and the WoS analysis tool was used for the analysis. Result and Discussion: The annual average growth rate was found to be 29.39%. The most productive author was LIU Y, the leading journal was *ENERGIES*, the top institution was the Chinese Academy of Sciences, and the leading country was China. The most influential article in the field was authored by Chen Y.H. (2017). Among the Author's Keywords, 'machine learning' was the most frequently used term, whereas 'model' was the most common in the Keywords Plus. Word analysis identified trending topics, while thematic mapping revealed motor, niche, emerging or declining, and basic themes to explain the conceptual structure. The international collaboration network of the field was presented. WoS analysis also identified journal categories and citation cores. Conclusions: It has been determined that artificial intelligence applications in energy have significantly increased in recent years, and that Türkiye ranks 22nd with 121 publications.
Keywords: Energy, Artificial intelligence, AI, Web of Science (WoS), Bibliometric analysis, Bibliometrix, Biblioshiny, Information analytics

GİRİŞ

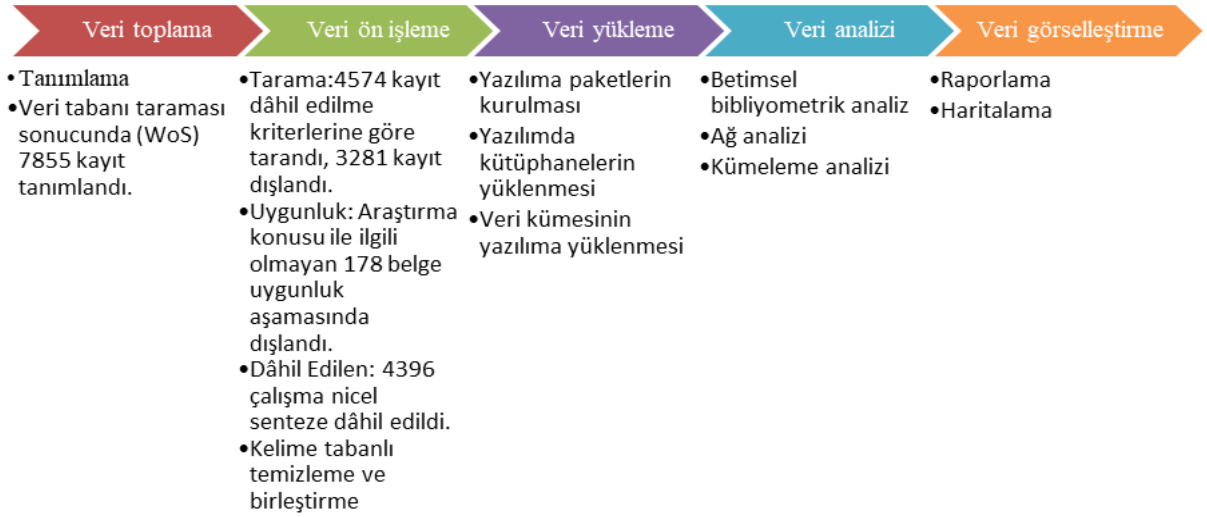
Artan enerji ihtiyacı ve sınırlı kaynaklar, enerji alanında yapay zekâ (YZ) tekniklerinin kullanımını önemli hale getirmiştir. Yenilenebilir enerji üretiminden talep yönetimine, enerji iletiminden yapıların enerji verimliliğine kadar geniş bir yelpazede YZ uygulamaları, sistemlerin esnekliğini, öngörülebilirliğini ve verimliliğini artırmak için kullanılmaktadır (Wang vd, 2025). Özellikle makine öğrenmesi (ML), derin öğrenme (DL) ve pekiştirmeli öğrenme gibi YZ alt teknikleri, enerji sistemlerinin optimizasyonu ve performans iyileştirilmesi açısından dönüştürücü potansiyel taşımaktadır (Entezari vd, 2023; Zhang vd, 2022).

Enerji alanındaki YZ uygulamaları; fotovoltaik (PV) panel tespiti, rüzgâr ve güneş enerjisi tahmini, akıllı şebeke yönetimi, enerji depolama optimizasyonu, bina enerji performansı tahmini ve karbon salımı azaltımı gibi farklı kullanım alanlarında yaygınlaşmaktadır (Ying vd, 2023; Liu ve Chen, 2025; Mohd Nashruddin vd, 2025). Aynı zamanda literatürde, enerji tüketim tahmini ve iyileştirme önerilerinin ML teknikleriyle otomatikleştirildiği çalışmalar da artmaktadır (Anastasiadou vd, 2022; Ji vd, 2025). Ancak bu teknolojilerin gelişimiyle birlikte veri gizliliği, algoritma açıklanabilirliği ve teknolojik adalet gibi zorluklar da gündeme gelmiştir (Shahverdi vd, 2025). Bu bağlamda, enerjide YZ uygulamaları alanında yapılan bilimsel çalışmaların kapsamlı bir şekilde haritalanması önem arz etmektedir. Gao vd, (2025) 2000–2024 yılları arasında yayımlanan 1054 makaleyi bibliyometrik yöntemlerle inceleyerek Çin'in alandaki yayın liderliğini ve "makine öğrenmesi", "akıllı şebekeler" ile "blockchain" gibi temaların öne çıktığını ortaya koymuş, AI tabanlı güneş tahmin modelleri ile enerji optimizasyonunun en yüksek atıf alan konular olduğunu vurgulamıştır. Benzer şekilde Alvarez vd, (2025) yapay zekânın enerji geçiş süreçlerinde veri analizi, yenilenebilir kaynak entegrasyonu ve akıllı şebeke yönetimi gibi kritik alanlarda rol oynadığını belirleyerek, özellikle enerji sistemlerinin karbonsuzlaştırılması için AI tabanlı araçların ülkeler özelinde politika geliştirme süreçlerinde kullanılabileceğini ifade etmişlerdir. Son dönemde bu konuda yapılan bibliyometrik analizler, belirli alt alanlara odaklanmakta; örneğin termal enerji depolama (Mehraj vd, 2024), hibrit yenilenebilir sistemler (Wei vd, 2023) ya da enerji piyasaları ve ekonomi (Jiao vd, 2025; Silva vd, 2024) özelinde yapılmıştır. Ancak disiplinlerarası bir yaklaşımla, YZ'nin enerjiyle ilişkili tüm alt alanlardaki entelektüel yapısını ve eğilimlerini ortaya koyan daha bütüncül bir analiz ihtiyacı devam etmektedir.

Bu çalışmanın amacı, enerjide yapay zekâ uygulamaları konusuyla ilgili fen ve mühendislik alanında iş birliklerini, yazarları, dergileri, anahtar kelimeleri ve trend konuları belirleyebilmektir. Bu sayede, enerjide YZ uygulamaları alanında hangi konuların öne çıktığı, hangi boşlukların bulunduğu ve gelecekteki araştırmaların hangi alanlara yönelmesi gerektiği belirlenerek hem akademik topluluğa hem de uygulayıcılara yol gösterici bibliyometrik verilerin sunulması hedeflenmektedir. Araştırma 2016–2025 yılları arasında Web of Science (WoS) veri tabanında yayımlanmış araştırma makaleleri ile sınırlandırılmıştır.

MATERYAL VE METOT

Bu çalışmada, enerjide yapay zekâ uygulamaları alanındaki bilimsel yayınların bibliyometrik özelliklerini ortaya koymak amacıyla PRISMA (Preferred Reporting Items for Systematic Reviews and Meta-Analyses) tabanlı sistematik tarama yaklaşımına benzer bir iş akışı izlenmiştir (Atabay ve Guzeller, 2021). Analiz süreci; veri toplama, ön işleme, veri yükleme, analiz ve görselleştirme olmak üzere beş aşamada gerçekleştirilmiştir (Şekil 1).



Şekil 1. Bibliyometrik analiz için PRISMA tabanlı iş akışı.

Veri Toplama

Bibliyometrik analizlerde sıklıkla tercih edilen veri tabanları arasında Scopus, Google Scholar, ScienceDirect ve Web of Science (WoS) bulunmaktadır. Ancak WoS, yüksek etki faktörlü dergileri kapsaması, geniş yayın ve atıf kapasitesine sahip olması, indeksleme çeşitliliği ve bibliyometrik veriye kolay erişim sağlaması nedeniyle bu çalışmada tercih edilmiştir (Huang vd, 2017; Zavadskas vd, 2014).

Veri toplama aşamasında WoS Core Collection veri tabanında "Title" (başlık) alanı temel alınarak aşağıdaki arama dizgesi kullanılmıştır:

TI = ("AI *" OR "Artificial intelligence *" OR "Artificial intelligent *" OR "Generative AI *"
OR "Big Data *" OR "Big Models *" OR "Robotics *"
OR "Multimodal model *"

OR "NLP *" OR "Computer Vision *" OR "LLM *" OR "Neural networks *" OR
"Unsupervised learning *" OR "Supervised learning *" OR "Feature extraction *" OR "Machine
learning *" OR "Deep learning *") AND TI = ("Energy *" OR "Energ* *")

Bu sorgu sonucunda toplam 7855 kayıt elde edilmiştir (04.06.2025).

Veri Ön İşleme

Elde edilen veri kümesi, bibliyometrik analiz öncesinde çeşitli filtreleme ve temizleme adımlarından geçirilmiştir. Bu kapsamda; yalnızca hakemli makaleler, İngilizce dilinde yayımlanmış ve Science Citation Index Expanded (SCIE) indeksinde yer alan kayıtlar çalışmaya dâhil edilmiştir. Yayın türü olarak "data paper", "editorial material", "early access", "proceedings paper" gibi araştırma dışı türler ile eksik veya bozuk veri içeren kayıtlar analiz dışı bırakılmıştır.
Yayın yılı sınırlaması 2016–2025 arası olarak belirlendiğinde kayıt sayısı 7263'e düşmüştür. Yayın türü olarak yalnızca "makale (article)" seçildiğinde 5280 yayın belirlenmiştir. İndeks olarak yalnızca SCIE dahil edildiğinde 4583 yayına ulaşılmıştır. Son olarak, sadece İngilizce dilinde yayımlanmış yayınlar seçildiğinde 4574 kayıt kalmıştır. Bu veriler, daha sonra Bibliometrix yazılımında yalnızca "article" türüyle filtrelenerek 4396 yayına indirgenmiştir. Bu 4396 yayın, analiz kapsamında değerlendirilmiştir.

Veri Yükleme

Temizlenmiş ve filtrelenmiş veri kümesi, Web of Science üzerinden "plain text" formatında dışa aktarılmış ve R tabanlı Bibliometrix yazılımı aracılığıyla analiz için yüklenmiştir.

Veri Analizi

Verilerin bibliyometrik analizi açık kaynak kodlu *Bibliometrix* (Aria ve Cuccurullo, 2017) yazılımı ve onun web arayüzü olan *Biblioshiny* programı kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Ayrıca, WoS analiz aracı yardımıyla alan kategorisi ve atıf merkezlilik verileri elde edilmiştir. Analiz kapsamında yıllık yayın eğilimleri, en üretken yazarlar, dergiler ve ülkeler, en çok atıf alan yayınlar, anahtar kelime kümeleri ve iş birlikleri incelenmiştir.

Veri Görselleştirme

Bibliometrix yazılımı aracılığıyla elde edilen bulgular; yıllık yayın trendleri, iş birliği ağları, anahtar kelime yoğunlukları ve tematik haritalama gibi farklı görsel tekniklerle sunulmuştur. Bu görseller, kavramsal yapının ve eğilimlerin daha açık şekilde ortaya konmasını sağlamaktadır.

BULGULAR VE TARTIŞMALAR

Betimsel Bulgular

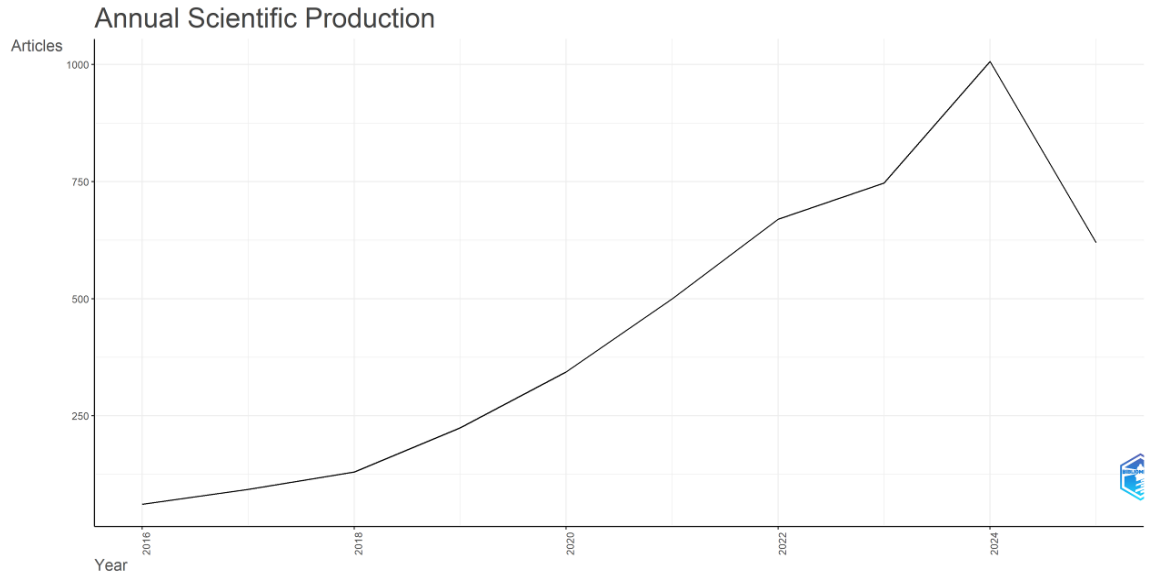
Bibliyometrik analiz kapsamında 2016–2025 yılları arasında yayımlanmış toplam 4396 makalenin betimsel bulguları Tablo 1'de verilmiştir. Belirtilen zaman aralığında belgelerin yıllık ortalama artış oranı %29,39 olarak belirlenmiştir. Yayınların ortalama yaşı 2,68 yıl, belge başına ortalama atıf sayısı ise 19,24 olarak hesaplanmıştır. İncelenen belgelerin %34,39'u uluslararası iş birlikli yayınlardır. Yayın başına ortalama yazar sayısı 5,59 olarak kaydedilmiştir. Toplam 166 çalışma ise tek yazarlı olarak yayımlanmıştır.

Şekil 2'de yıllık bilimsel üretimin yıllara göre dağılımı gösterilmiştir. Grafik, enerji alanında yapay zekâ uygulamaları konulu yayınların 2016 yılından itibaren istikrarlı bir şekilde arttığını, özellikle 2024 yılında en yüksek sayıya ulaşıldığını ortaya koymuştur. 2025 yılında ise yayın sayısında görece bir düşüş gözlemlenmiştir. Bu durum, ilgili yılın henüz bitmemesinden kaynaklandığı düşünülmüştür. Genel olarak, enerji ve yapay zekâ kesişimindeki yayın üretimi, hızlı büyüme eğilimi göstermiştir.

Bu temel veriler, enerji alanında yapay zekâ uygulamaları üzerine yapılan bilimsel yayınların son yıllarda belirgin bir ivme kazandığını ve çok yazarlı iş birliklerinin ön plana çıktığını göstermiştir.

Tablo 1. Betimsel bulgular.

Betimleme	Bulgular
VERİLERE İLİŞKİN TEMEL BİLGİLER	
Zaman aralığı	2016:2025
Kaynaklar (dergi, kitap vb.)	1009
Dokümanlar	4396
Yıllık ortalama artış oranı %	29,39
Yayınların ortalama yaşı	2,68
Belge başına ortalama atıf sayısı	19,24
Kaynakça	167052
BELGE İÇERİĞİ	
Artı anahtar kelimesi [Keywords Plus (ID)]	5403
Yazar anahtar kelimesi [Author's Keywords (DE)]	10724
YAZARLAR	
Yazar sayısı	18490
Tek yazarlı dokümanların yazarları	154
YAZAR İŞ BİRLİKLERİ	
Tek yazarlı dokümanlar	166
Yayın başına ortalama yazar sayısı	5,59
Uluslararası iş birlikli yayınlar %	34,39
DOKÜMAN TİPİ	
Makale	4396



Şekil 2. Yıllara göre bilimsel yayın üretimi.

Sosyal ve Entelektüel Bulgular

En çok atıf alan yayınlar

Enerji alanında yapay zekâ uygulamalarına odaklanan en çok atıf alan on yayın belirlenmiştir. Bu yayınlar, toplam atıf sayısı (TC), yıllık ortalama atıf sayısı (TC/Yıl) ve normalize edilmiş atıf puanı (NTC) açısından değerlendirilmiştir. Elde edilen sonuçlar Tablo 2'de sunulmuştur. Tablo 2'ye göre en fazla atıf alan çalışma, Chen vd, (2017) tarafından IEEE Journal of Solid-State Circuits dergisinde yayımlanan ve 1517 atıf alan çalışmadır. Bu yayını sırasıyla Samaniego vd, (2020) (1329 atıf) ve Wang vd, (2018) (1193 atıf) izlemektedir. Normalleştirilmiş atıf puanına göre ise en yüksek değer 33,68 ile Samaniego ve arkadaşlarına aittir. Bu durum, çalışmanın yakın tarihte yayımlanmış olmasına rağmen yüksek bir etki düzeyi oluşturduğunu göstermektedir. Bu yayınların öne çıkması, enerji sistemlerinde yapay zekâ ve hesaplamalı yöntemlerin giderek daha fazla uygulama alanı bulduğunu ve literatürde güçlü bilimsel yankılar uyandırdığını ortaya koymaktadır. En çok atıf alan yayınların büyük bölümü, enerji modelleme, veri tahmini, fiziksel hesaplama ve optimizasyon tekniklerine odaklanmaktadır.

Tablo 3'te enerji alanında yapay zekâ uygulamaları üzerine yapılan yayınların en sık yayımlandığı dergiler sıralanmıştır. Bu tabloya göre *Energies* dergisi en fazla yayına ev sahipliği yapan kaynak olarak öne çıkmıştır. Onu sırasıyla *IEEE Access*, *Applied Energy*, *Energy* ve *Sustainability* dergileri takip etmiştir. Bu dergilerin çoğunun disiplinler arası yapısı, enerji sistemleri ile yapay zekâ tekniklerinin kesişiminde üretilen çalışmalara geniş bir yayın alanı sunduğunu göstermiştir. Özellikle *Energy and Buildings*, *Scientific Reports* ve *Applied Sciences-Basel* gibi dergiler, yapay zekâ uygulamalarının pratik mühendislik çözümlerine entegrasyonuna odaklanan çalışmaların yoğunlaştığı kaynaklar arasında yer almaktadır.

Tablo 2. En çok atıf alan yayınlar.

Yazar (Yıl)	Dergi Kısaltması	Toplam Atıf (TC)	Yıllık Atıf (TC/Yıl)	Norm. Atıf (NTC)
Chen Y.H. (2017)	IEEE J Solid-St Circ	1517	168,56	18,99
Samaniego E. (2020)	Comput Method Appl Mech Eng	1329	221,50	33,68
Wang H. (2018)	Comput Phys Commun	1193	149,13	19,99
Kim T.Y. (2019)	Energy	933	133,29	22,59
Chmiela S. (2017)	Sci Adv	868	96,44	10,86
Zhang Y.Z. (2020)	Comput Phys Commun	520	86,67	13,18
Mocanu E. (2016)	Sustain Energy Grids Netw	413	41,30	5,91
Al-Ali A.R. (2017)	IEEE Trans Consum Electron	352	39,11	4,41
Robinson C. (2017)	Appl Energy	343	38,11	4,29
Faber F.A. (2016)	Phys Rev Lett	334	33,40	4,78

Ayrıca *Journal of Chemical Theory and Computation* ve *Journal of Cleaner Production* gibi dergilerin listede yer alması, alanın yalnızca enerji üretimi ve tüketimiyle

sınırlı kalmayıp, çevresel sürdürülebilirlik, kimyasal modelleme ve sistem optimizasyonu gibi geniş bir konu yelpazesiyle ilişkilendiğini göstermiştir. Bu bulgu, enerji ve yapay zekâ kesişimindeki bilimsel üretimin çok yönlü ve disiplinler arası karakterini doğrulamaktadır.

En ilgili kaynaklar

Tablo 3. En fazla yayına sahip ilk on bilimsel kaynak.

Kaynak	Yayın
ENERGIES	252
IEEE ACCESS	152
APPLIED ENERGY	140
ENERGY	130
SUSTAINABILITY	100
ENERGY AND BUILDINGS	99
SCIENTIFIC REPORTS	65
APPLIED SCIENCES-BASEL	62
JOURNAL OF CHEMICAL THEORY AND COMPUTATION	51
JOURNAL OF CLEANER PRODUCTION	50

En çok yayın yapan yazarlar

Tablo 4'te enerji alanında yapay zekâ uygulamaları konusunda en fazla yayın yapan ilk on yazar sunulmuştur. Analiz sonuçlarına göre, *LIU Y.* 37 makale ile en üretken yazar olarak öne çıkarken, onu sırasıyla *WANG Y.*, *ZHANG H.*, *ZHANG Y.* ve *KIM J.* takip etmiştir. Ancak "fractionalized" (paylaştırılmış) yayın sayıları incelendiğinde, iş birlikli çalışmalarda yazarlık katkısının daha dengeli dağıldığı ve *WANG Y.*'nin 6,90 fractionalized yayınla bu ölçüte göre ilk sırada yer aldığı görülmüştür. Bu veriler, enerjide yapay zekâ temalı araştırmaların çoğunlukla birden fazla araştırmacının katkısıyla yürütüldüğünü ve yazarlar arasında yaygın bir iş birliği olduğunu ortaya koymuştur.

Tablo 4. En fazla yayın yapan ilk on yazar.

Yazar	Yayın	Paylaştırılmış yayın
LIU Y	37	6,78
WANG Y	32	6,90
ZHANG H	32	6,22
ZHANG Y	31	5,77
KIM J	28	5,81
LEE S	28	5,51
WANG L	26	4,90
ZHANG L	26	6,38
LEE J	22	4,03
WANG J	21	4,28

En üretken kurumlar

Tablo 5'te, enerji alanında yapay zekâ uygulamaları konusundaki en üretken kurumlar sıralanmıştır. Bulgulara göre, *Chinese Academy of Sciences* 191 yayınla en fazla bilimsel üretime sahip kurumdur. Onu *United States Department of Energy (DOE)* 152 yayınla, *Egyptian Knowledge Bank (EKB)* ise 149 yayınla takip etmiştir. Liste incelendiğinde Çin, ABD, Mısır, Hindistan, Suudi Arabistan ve Fransa gibi ülkelerin kamu kurumları ve üniversiteleri yer almıştır.

Tablo 5. En fazla yayına sahip kurumlar.

Kurum	Yayın
CHINESE ACADEMY OF SCIENCES	191
UNITED STATES DEPARTMENT OF ENERGY (DOE)	152
EGYPTIAN KNOWLEDGE BANK (EKB)	149
UNIVERSITY OF CALIFORNIA SYSTEM	114
MINISTRY OF EDUCATION – CHINA	100
INDIAN INSTITUTE OF TECHNOLOGY SYSTEM (IIT SYSTEM)	72
KING SAUD UNIVERSITY	68
CENTRE NATIONAL DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE (CNRS)	63
KING FAHD UNIVERSITY OF PETROLEUM AND MINERALS	60
SHANGHAI JIAO TONG UNIVERSITY	60

En üretken ülkeler

Tablo 6'da ülkelerin enerji alanında yapay zekâ uygulamaları konusundaki bilimsel yayın üretimi gösterilmiştir. Tablo 6'ya göre, Çin 3499 yayın ile en fazla yayın üreten ülke konumundadır. Çin'i sırasıyla ABD ve Hindistan izlemiştir. Bu veriler, enerji ve yapay zekâ gibi disiplinler arası alanların özellikle Asya ve Kuzey Amerika'daki ülkelerde yoğun ilgi gördüğünü ve bu ülkelerin araştırma kapasitesi ile stratejik yatırımlarının bilimsel üretime yansıdığını ortaya koymuştur. Çin'in yüksek üretkenliği, enerji dönüşümü ve dijitalleşme süreçlerinde yapay zekâya verdiği önemin bir yansıması olarak değerlendirilmiştir. Türkiye bu alanda 121 yayın ile 22. sırada yer almıştır.

Tablo 6. Ülkelerin bilimsel yayın üretimi.

Ülke	Yayın
CHINA	3499
USA	1763
INDIA	1058
SOUTH KOREA	596
SAUDI ARABIA	556
UK	459
ITALY	375
GERMANY	356
JAPAN	324
IRAN	303

Anahtar kelime analizi

Anahtar kelime analizleri, hem yazarlar tarafından belirlenen (Author's Keywords) hem de yayınlardan türetilen (Keywords Plus) terimlerin, literatürdeki tematik odakları ve yöntemsel çeşitliliği anlamaya yardımcı olur.

Tablo 7 incelendiğinde, Author's Keywords alanında en sık kullandığı anahtar kelimenin "machine learning" (1112 tekrar) olduğu görülmektedir. Bu terimi sırasıyla "deep learning" (609), "artificial intelligence" (363) ve "energy efficiency" (293) izlemiştir. Bu bulgu, enerji alanındaki çalışmalarda özellikle öğrenme tabanlı yapay zekâ tekniklerinin baskın olarak kullanıldığını ortaya koymaktadır. Keywords Plus alanında ise en yüksek frekansa sahip kelimeler "model" (436), "prediction" (370), "performance" (327) ve "optimization" (322) olarak öne çıkmıştır. Her iki terim kümesinde de "consumption" ve "neural networks" gibi ifadelerin yer alması, literatürde enerji verimliliği, tüketim tahmini ve sistem iyileştirmesine yönelik YZ uygulamalarının yoğunluğunu göstermiştir.

Tablo 8 her iki grubun ilk 200 satırında yer alan kelimelerden oluşturulmuştur. Tablo 8'de sunulan karşılaştırmalı analizde, Keywords Plus ve Author's Keywords alanlarında ortaklaşa en sık kullanılan on anahtar kelime sıralanmıştır. İlk sırada yer alan "prediction" terimi, Keywords Plus'ta 370 ve Author's Keywords'ta 456 kez tekrarlanarak, tahmin tabanlı modellerin literatürde merkezi bir konumda olduğunu göstermiştir. Diğer ortak terimler arasında "optimization", "regression", "simulation" ve "classification" gibi yöntemsel ifadelerin yanı sıra; "renewable energy", "buildings" ve "random forest" gibi uygulamaya dönük kavramlar da bulunmaktadır. Bu ortaklık, disiplinin hem kuramsal hem uygulamalı yönlerini bütüncül biçimde kapsadığını ortaya koymuştur.

Tablo 7. Anahtar kelime analizine göre en sık kullanılan terimler.

Keywords Plus (ID)	**Adet**	Author's Keywords (DE)	**Adet**
Model	436	machine learning	1112
Prediction	370	deep learning	609
Performance	327	artificial intelligence	363
Optimization	322	energy efficiency	293
Design	261	energy consumption	220
Consumption	259	renewable energy	149
System	235	optimization	141
Algorithm	192	neural networks	131
neural-networks	152	artificial neural networks	117
Models	148	energy management	113

Tablo 8. Keywords Plus ile Author's Keywords alanlarında ortak olan ilk 10 anahtar kelime.

Anahtar Kelime	Keywords Plus Adet	Author's Keywords Adet
prediction	370	456
optimization	322	411
regression	119	144
simulation	114	156
classification	92	116
buildings	64	79
accuracy	37	41
random forest	34	38
renewable energy	34	42
support vector regression	34	38

Şekil 3, Keywords Plus terimlerine dayalı olarak oluşturulmuş bir kelime bulutudur. Görselde özellikle "model", "prediction", "optimization", "performance", "design" ve "consumption" gibi kavramlar dikkat çekmiştir. Bu yoğunluk, literatürde veri temelli modelleme ve sistem tasarımı konularının ön planda olduğunu göstermiştir. Ayrıca "algorithm" ve "neural networks" gibi teknik ifadelerin sıklığı, yapay zekânın enerji sistemlerine entegrasyonundaki önemini yansıtmıştır.

Benzer şekilde, Şekil 4'te Author's Keywords terimlerinin bulut görselleştirmesi sunulmuştur. Bu görselde en baskın ifadeler "machine learning", "deep learning" ve "artificial intelligence" olarak öne çıkmıştır. Ayrıca "energy efficiency" ve "energy consumption" gibi pratik hedeflere yönelik kavramların da yer alması, araştırmaların yalnızca teorik değil aynı zamanda çözüm odaklı bir yapıya sahip olduğunu göstermiştir.

Şekil 3 ve Şekil 4 birlikte değerlendirildiğinde, enerji alanında yapay zekâ uygulamalarının hem metodolojik çeşitlilik hem de uygulama genişliği açısından zengin bir yapıya sahip olduğu görülmüştür. Keywords Plus verileri, literatürdeki genel eğilimleri nesnel biçimde yansıtırken; Author's Keywords, yazarların vurgulamak istedikleri tematik öncelikleri ortaya koymuştur. Bu iki görselin kavramsal olarak örtüşmesi, literatürdeki kavram bütünlüğü ve disiplinler arası yapının gücünü göstermiştir.

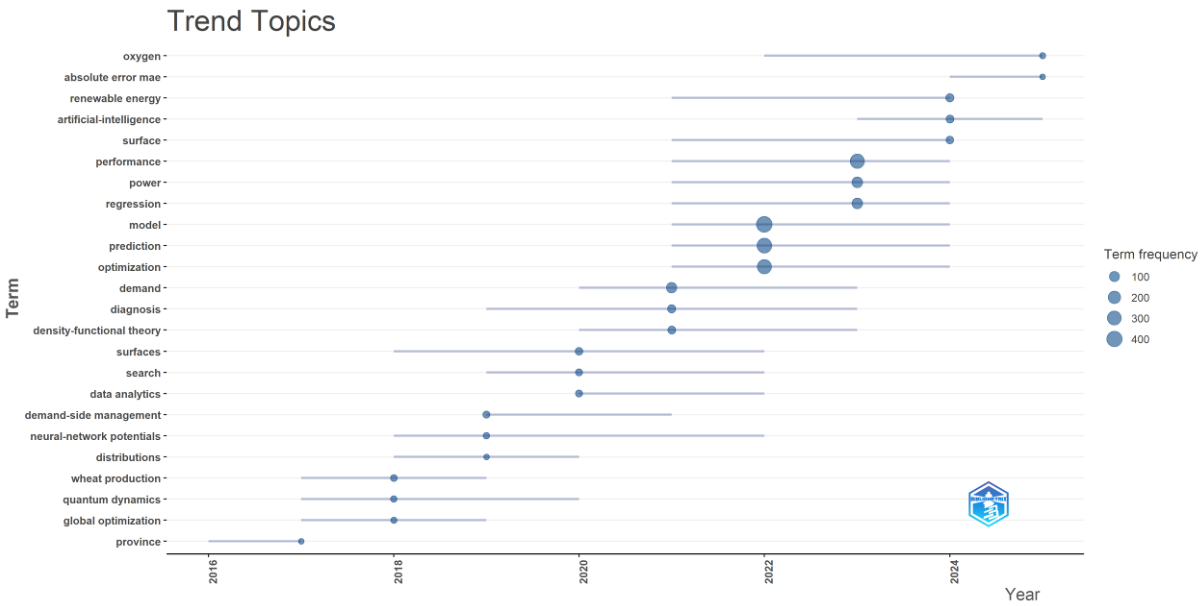


Şekil 3. *Keywords Plus* terimlerine göre kelime bulutu.

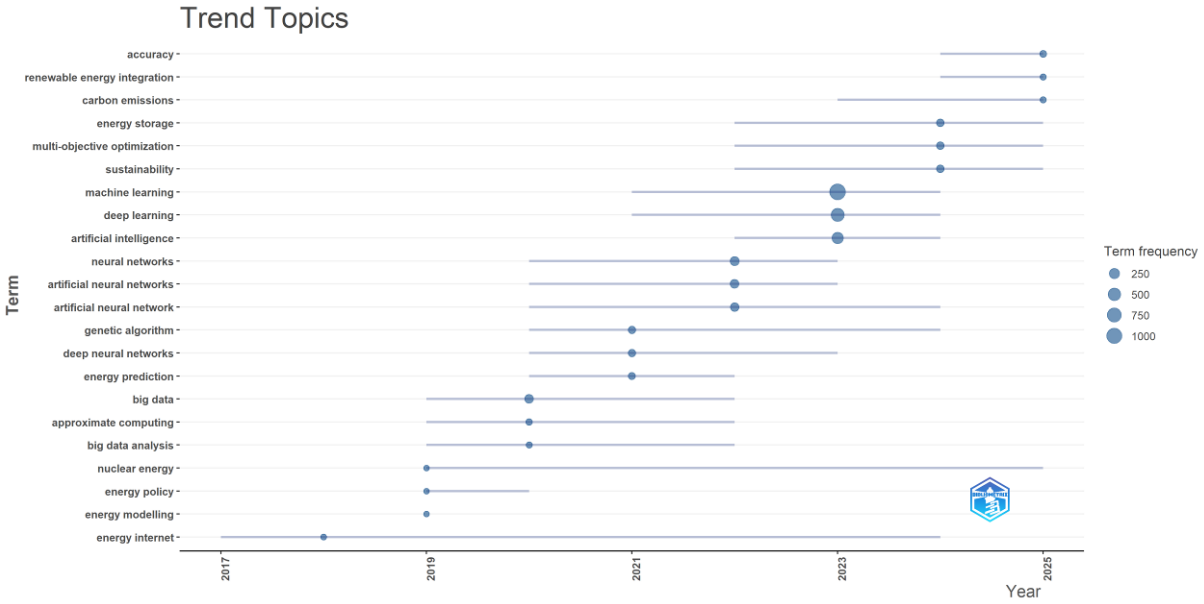
Şekil 5'te yer alan eğilim analizi, Keywords Plus terimlerinin yıllara göre dağılımını ortaya koymakta ve enerji alanında yapay zekâ uygulamalarının zaman içinde nasıl evrildiğini göstermiştir. Son yıllarda öne çıkan anahtar kavramlar arasında *model*, *prediction*, *optimization*, *artificial-intelligence* ve *renewable energy* yer almakta; bu da enerji sistemlerinin öngörülebilirliği ve sürdürülebilirliği bağlamında YZ temelli yaklaşımların giderek daha fazla önem kazandığını göstermiştir. 2023 ve 2024 yıllarında özellikle *oxygen*, *absolute error MAE* ve *renewable energy* gibi kavramların yükselişi dikkat çekmiştir. Bu bulgular, enerji sektöründe hem çevresel hem de hesaplamalı doğruluğa yönelik ilginin arttığını ortaya koymuştur. Şekil 6'da, çalışmada yer alan yazar anahtar kelimelerinin (*Author's Keywords*) yıllara göre eğilimleri incelenmiştir. Analiz sonucunda, 2021 yılından itibaren "machine learning", "deep learning", "artificial intelligence" ve "neural networks" gibi yapay zekâ temelli terimlerin daha sık kullanılmaya başlandığı görülmüştür. Bu terimlerin yüksek sıklıkta kullanılması, enerji alanındaki akademik çalışmalarda yapay zekâ uygulamalarına yönelik ilginin belirgin şekilde arttığını göstermektedir. Bunun yanı sıra, "renewable energy integration", "carbon emissions", "energy storage" ve "sustainability" gibi sürdürülebilir enerji politikalarıyla ilişkili kavramların da son yıllarda ön plana çıktığı belirlenmiştir. Terimlerin kullanım sıklıkları, şekil üzerindeki baloncukların büyüklükleriyle temsil edilmiştir. En yüksek sıklıkta kullanılan anahtar kelimeler arasında "artificial intelligence" ve "deep learning" terimlerinin yer aldığı tespit edilmiştir (Şekil 6).



Şekil 4. *Author's Keywords* terimlerine göre kelime bulutu.

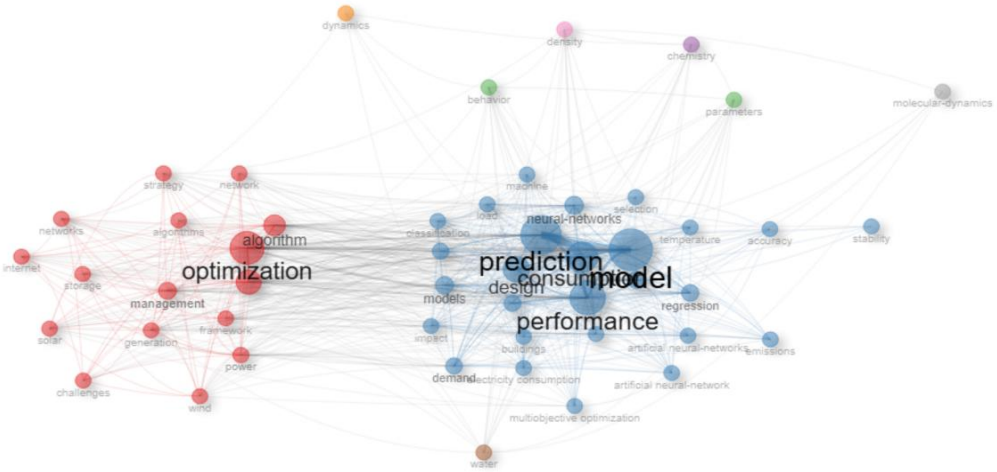


Şekil 5. Keywords Plus terimlerinin yıllara göre eğilimi.



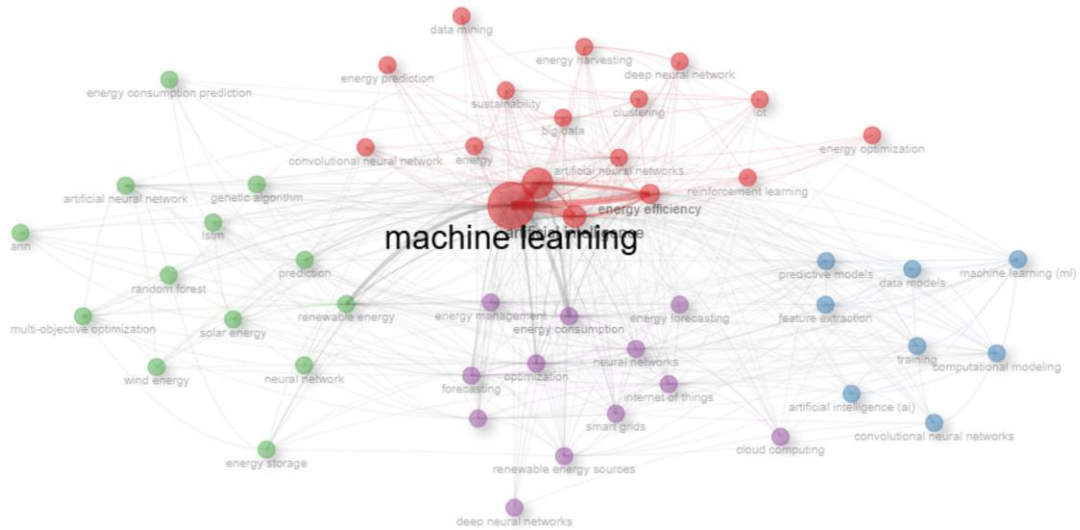
Şekil 6. Author's Keywords terimlerinin yıllara göre eğilimi.

Keywords Plus terimlerinin kavramsal ilişkilerini gösteren Şekil 7, enerji alanındaki yapay zekâ uygulamalarının temel araştırma temalarını yansıtan anlamlı bir eş-görünüm ağı sunmuştur. Bu ağ yapısı, "model", "prediction", "optimization" ve "performance" gibi teknik ve yöntemsel kavramların literatürde sıklıkla birlikte kullanıldığını göstermiştir. Ayrıca, bu kavramların etrafında kümelenen "system", "simulation", "algorithm" ve "consumption" gibi diğer anahtar terimler, enerji sistemlerinin modellenmesi, performans tahmini ve verimlilik optimizasyonu gibi konuların literatürde önemli bir yer tuttuğunu ortaya koymuştur. Şekilde yer alan farklı renkteki kümelenmeler ise bu ana temaların belirli alt başlıklar etrafında gruplaştığını ve disiplinler arası geçişken yapılar oluşturduğunu göstermiştir.



Şekil 7. Keywords Plus kavramlarının eş-zamanlılık ağı.

Benzer biçimde, Author's Keywords verilerine dayanarak oluşturulan eş-görünüm ağı Şekil 8'de sunulmuştur. Bu ağda "machine learning" kavramının merkezi konumu dikkat çekmiş ve bu kavramın "deep learning", "artificial intelligence", "energy efficiency", "renewable energy", "neural networks" ve "optimization" gibi diğer anahtar ifadelerle yoğun biçimde ilişkili olduğu görülmüştür. Bu durum, enerjide yapay zekâ uygulamalarının yalnızca teorik değil, aynı zamanda çözüm odaklı ve pratik uygulamalarla entegre biçimde ele alındığını göstermiştir. Şekilde gözlemlenen kümelenmeler, literatürde enerji yönetimi, akıllı şebekeler, sistem optimizasyonu ve sürdürülebilirlik gibi farklı tematik alanların öne çıktığını işaret etmiştir.



Şekil 8. Author's Keywords terimlerine göre eş-ortaklık ağı.

Her iki ağ yapısı, yüksek frekansa sahip terimlerin merkezde toplandığını ve bu kavramların diğer anahtar kelimelerle sıkça birlikte kullanıldığını göstermiştir. Şekil 7'de öne çıkan terimler, daha çok teknik ve yöntemsel bir eğilimi (örneğin modelleme, tasarım ve performans analizi) temsil ederken; Şekil 8'de vurgulanan kavramlar ise yapay zekâ tekniklerinin (örneğin makine öğrenmesi, derin öğrenme) enerjiyle ilişkili uygulamalarda nasıl konumlandığını ortaya koymuştur.

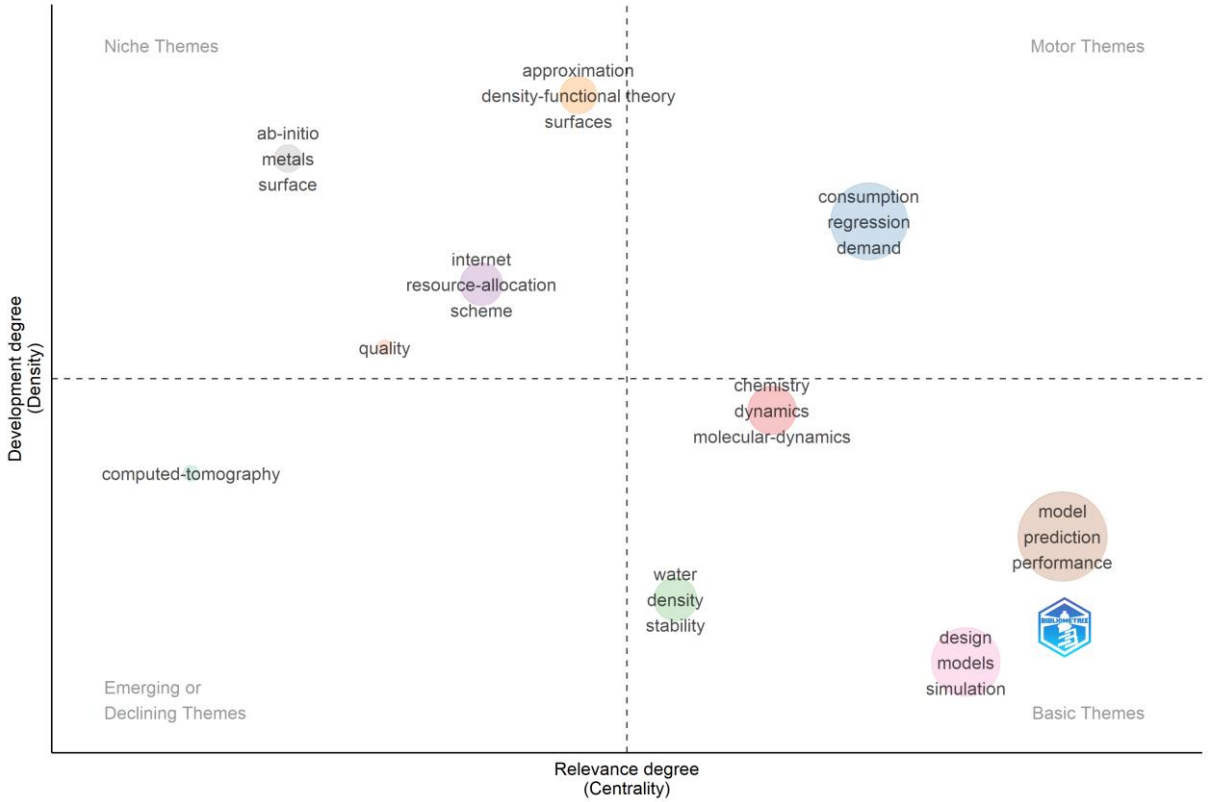
Bu iki şeklin bütüncül analizi, enerji alanındaki yapay zekâ uygulamalarının hem kavramsal çeşitliliğe hem de uygulama derinliğine sahip olduğunu ortaya koymuştur. Ayrıca, ağ yapılarında gözlemlenen çok renkli alt kümelenmeler, bu alandaki literatürün disiplinler arası bir yapıya sahip olduğunu ve araştırmaların belirgin tematik alanlar etrafında yoğunlaştığını göstermiştir. Bu bağlamda, Şekil 7 ve Şekil 8 birlikte değerlendirildiğinde, enerjide yapay zekâ uygulamalarının genişleyen ve giderek daha fazla bütünleşen bir araştırma sahası oluşturduğu sonucuna ulaşılmıştır.

Bu çalışmada, enerji alanındaki yapay zekâ uygulamalarının kavramsal temelleri ve araştırma eğilimleri, *Keywords Plus* ve *Author's Keywords* verilerine dayalı olarak tematik haritalarla analiz edilmiştir. Söz konusu tematik yapılar, ilgili anahtar kelimelerin literatürdeki konumlarını "merkezilik" (*relevance degree*) ve "yoğunluk" (*density*) eksenleri çerçevesinde dört ana grupta sınıflandırmıştır.

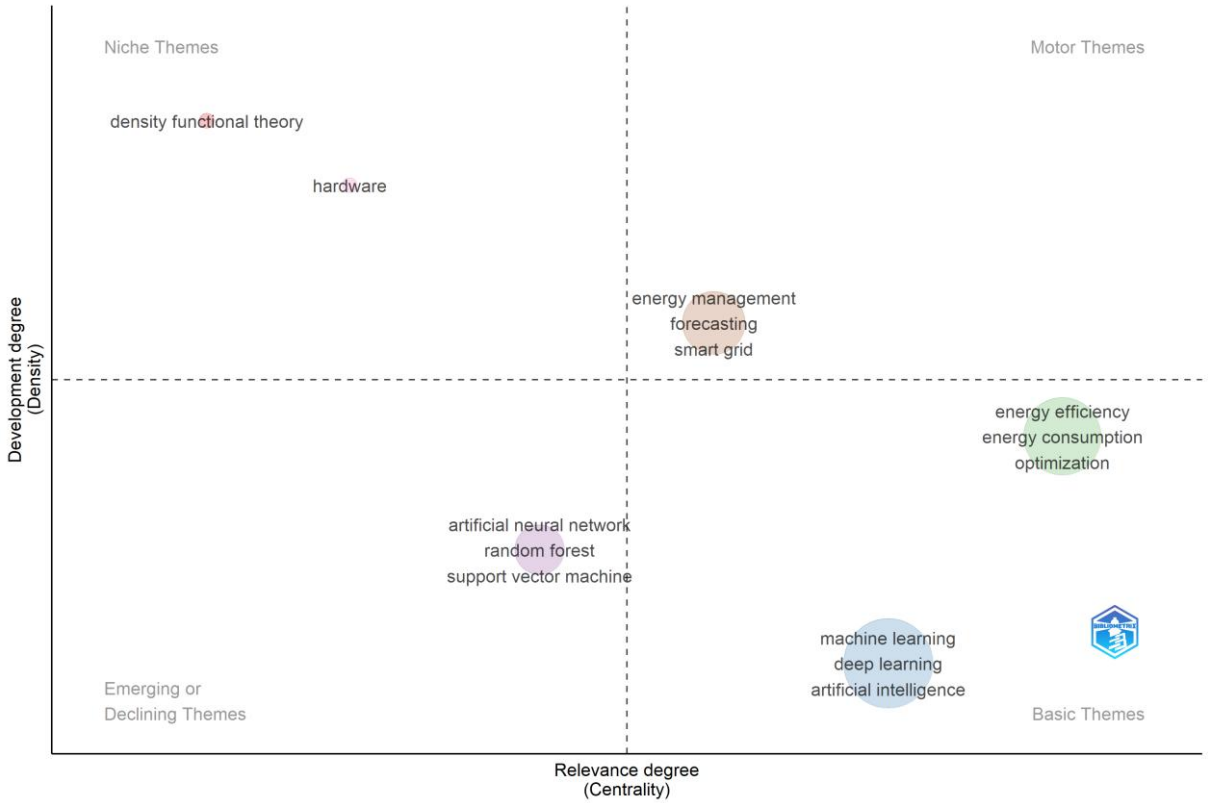
Şekil 9'da sunulan tematik harita, *Keywords Plus* verilerine göre oluşturulmuş olup, enerji alanındaki yapay zekâ araştırmalarının içeriksel yapısını ortaya koymuştur. Haritanın sağ üst bölümünde yer alan "Motor Temalar" arasında *consumption*, *regression* ve *demand* gibi kavramlar dikkat çekmiştir. Bu kavramlar, yüksek merkezilik ve yoğunluk değerleriyle alanın gelişmiş ve etkili konularını temsil etmiştir. Bu bağlamda, enerji sistemlerinde yapay zekâ destekli tüketim tahmini ve talep yönetimi gibi konuların merkezi bir konumda olduğu belirlenmiştir. Sol üst bölgede konumlanan "Niş Temalar" kapsamında ise *density-functional theory*, *approximation* ve *surfaces* gibi daha spesifik ve teknik alt alanları temsil eden terimlere yer verilmiştir. Bu temaların kendi içlerinde güçlü bağlantılar barındırdığı ancak genel literatürle sınırlı ilişkilere sahip olduğu görülmüştür; bu durum, söz konusu araştırmaların daha dar kapsamlı ve uzmanlaşmış çalışmaları yansıttığını göstermiştir. Sağ alt çeyrekte yer alan "Temel Temalar" ise *model*, *prediction*, *performance*, *design* ve *simulation* gibi yapay zekâ uygulamalarının temel kavramlarını içermiştir. Bu anahtar terimlerin yüksek merkezilik değerleri, farklı tematik alanlarla ilişkili olduklarını ortaya koymuş ve enerji alanındaki yapay zekâ araştırmalarının omurgasını oluşturmuştur. Öte yandan, sol alt köşede bulunan *computed tomography* gibi kavramlar "Gelişmekte Olan veya Kaybolan Temalar" başlığı altında sınıflandırılmıştır. Bu temaların düşük merkezilik ve yoğunluk değerleri, söz konusu kavramların ya henüz gelişim aşamasında olduğunu ya da literatürdeki önemini yitirmekte olduğunu göstermiştir.

Şekil 10'da, çalışmada kullanılan *Author's Keywords* temel alınarak oluşturulan tematik harita sunulmuştur. Sağ üst çeyrekte yer alan "Motor Temalar" bölümünde *energy management*, *forecasting* ve *smart grid* terimlerine yer verilmiştir. Bu anahtar kelimelerin hem yüksek merkezilik hem de yüksek tematik yoğunluk değerlerine sahip olduğu tespit edilmiştir. Bu durum, söz konusu temaların alanyazında güçlü bir yapısal gelişim sergilediğini ve enerji sistemlerinde yapay zekâ uygulamalarının pratik ve çözüm odaklı yönlerini temsil ettiğini ortaya koymuştur. Sağ alt çeyrekte yer alan "Temel Temalar" kategorisinde *machine learning*, *deep learning* ve *artificial intelligence* gibi yapay zekâya ilişkin temel kavramların bulunduğu gözlemlenmiştir. Bu terimlerin yüksek merkezilik fakat görece düşük yoğunluk değerlerine sahip olmaları, bu konuların literatürde geniş çapta kullanıldığını ancak henüz belirli bir odak çerçevesinde derinlemesine ele alınmadığını düşündürmektedir. Sol alt çeyrekte konumlanan "Gelişmekte Olan veya Kaybolan Temalar" alanında *artificial neural network*, *random forest* ve *support vector machine* gibi yöntemlerin yer aldığı belirlenmiştir. Bu anahtar kelimelerin hem merkezilik hem de yoğunluk düzeylerinin düşük olması, bu kavramların ya yeni gelişmekte olan başlıklar ya da literatürdeki önemini zamanla yitirmekte olan konular arasında değerlendirilebileceğini göstermiştir. Sol üst çeyrekte yer alan "Niş Temalar" kısmında ise *density functional theory* ve *hardware* gibi daha teknik ve özgül terimlerin bulunduğu saptanmıştır. Bu anahtar kelimelerin yüksek tematik yoğunluk ancak düşük merkezilik değerlerine sahip olmaları, bu konuların daha sınırlı bir literatürle ilişkili olduğu; buna karşın derinlemesine ve uzmanlaşmış araştırmaların sürdürüldüğünü göstermiştir (Şekil 10).

Şekil 9 ve Şekil 10 birlikte değerlendirildiğinde, enerji alanında yapay zekâ uygulamalarının büyük ölçüde *verimlilik*, *enerji tüketimi analizi* ve *optimizasyon* temaları etrafında şekillendiği ortaya konmuştur. Temel yapay zekâ yaklaşımlarının, özellikle *machine learning* (ML) ve *deep learning* (DL) tekniklerinin literatürde yaygın biçimde kullanıldığı belirlenmiştir. Bununla birlikte, bazı özgül algoritmaların – örneğin *random forest*, *support vector machine* ve *artificial neural network* gibi yöntemlerin – henüz tematik olgunluk düzeyine ulaşmadığı ya da önceki dönemlere kıyasla ilgi kaybı yaşadığı gözlemlenmiştir. Öte yandan, literatürde yer alan *density functional theory* ve *hardware* gibi daha teorik ve özgün konuların ise sınırlı merkezilik düzeyine rağmen yüksek tematik yoğunluk sergileyerek belirli araştırmacı grupları tarafından sürdürülen uzmanlaşmış çalışmaların bir yansıması olduğu tespit edilmiştir. Bu bulgular, enerji alanında yapay zekâ uygulamalarının hem uygulamalı hem de metodolojik çeşitliliğe sahip bir yapı içerisinde geliştiğini ortaya koymuştur.



Şekil 9. Keywords Plus tematik haritası.

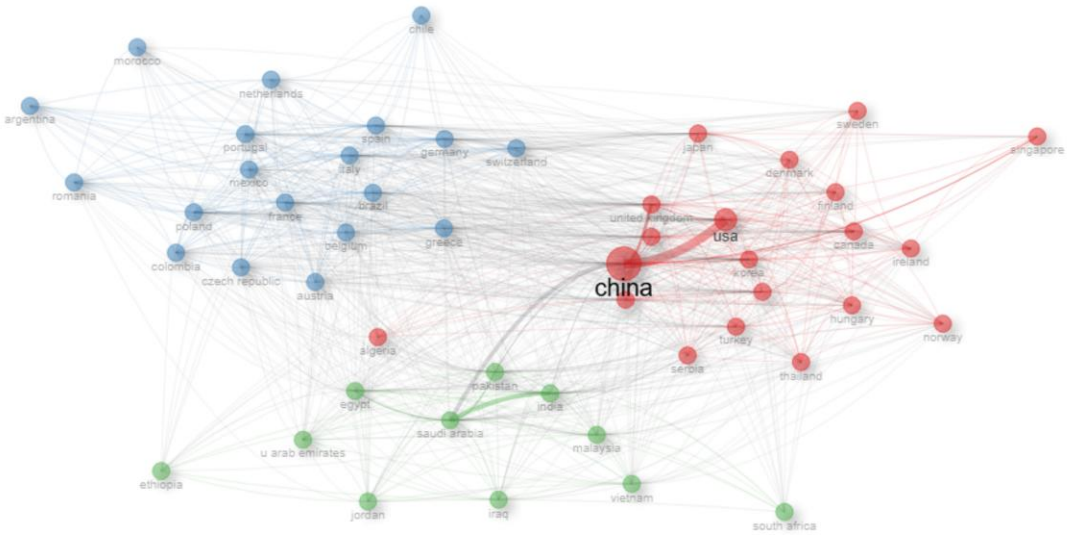


Şekil 10. Author's Keywords tematik haritası.

Şekil 11'de sunulan uluslararası iş birliği ağı aracılığıyla, enerji alanındaki yapay zekâ uygulamaları konusunda ülkeler arasında yürütülen akademik iş birliklerinin yapısı analiz edilmiştir. Ağ yapısında yer alan düğüm büyüklüklerinin ülkelerin bilimsel üretkenliğini, kenarların ise iki ülke arasındaki ortak yayın sayısını temsil ettiği belirlenmiştir. Görselde en büyük düğüm olarak öne çıkan Çin'in, hem yayın sayısı hem de bağlantı yoğunluğu açısından merkezi bir konumda yer aldığı tespit edilmiştir. Çin'in özellikle Amerika Birleşik

Devletleri, Birleşik Krallık ve Güney Kore ile güçlü iş birlikleri kurduğu saptanmıştır.

Ağ üzerinde farklı renklerle gösterilen kümelerin, ülkelerin yoğun iş birliği içinde bulunduğu coğrafi veya akademik toplulukları temsil ettiği görülmüştür. Kırmızı kümede yer alan Çin merkezli grubun Asya bölgesiyle sıkı bağlantılar kurduğu, mavi kümenin ise Avrupa ve Kuzey Amerika ülkeleri arasındaki ilişkileri yansıttığı anlaşılmıştır. Yeşil kümede ise çoğunlukla gelişmekte olan ülkelerin karşılıklı iş birlikleri dikkat çekmiştir. Türkiye'nin kırmızı kümeye dâhil olduğu belirlenmiştir.
Bu analiz sonucunda, enerjide yapay zekâ araştırmalarının küresel ölçekte yoğun biçimde iş birliğine dayandığı ve Çin'in bu alandaki lider konumunun hem bilimsel üretkenlik hem de ağ üzerindeki bağlantısallık düzeyiyle teyit edildiği ortaya konmuştur. Şekil 11'in sunduğu bulgular, bilimsel bilginin uluslararası etkileşim yoluyla üretildiğini ve küresel Ar-Ge ağlarının zamanla daha karmaşık ve çok boyutlu bir yapıya dönüştüğünü göstermiştir.



Şekil 11. Uluslararası iş birliği ağı.

Web of Science (WoS) atıf konuları analizi

Web of Science (WoS) verilerine dayanan analizler ile enerji alanında yapay zekâ uygulamalarının disiplinler arası bir yapıya sahip olduğu ortaya konulmuştur. Şekil 12'de gösterildiği üzere, yayınların büyük bir kısmının "Energy & Fuels" (1208 makale), "Engineering Electrical Electronic" (768 makale) ve "Computer Science Information Systems" (466 makale) gibi kategorilerde yoğunlaştığı belirlenmiştir. Bu durum, yapay zekâ teknolojilerinin enerji sistemlerinin dijitalleşmesinde ve mühendislik ile bilişim alanlarının kesişiminde önemli bir rol oynadığı şeklinde yorumlanmıştır.

Atıf temelli meso düzey analizlerle de bu bulgular desteklenmiştir. Tablo 9'da sunulduğu üzere, "Power Systems & Electric Vehicles" (%19,22), "Sustainability Science" (%12,88) ve "Telecommunications" (%5,93) en fazla öne çıkan konular arasında yer almıştır; böylece enerji üretimi, sürdürülebilirlik ve haberleşme gibi temel alanlarda yapay zekâ uygulamalarının belirginleştiği gösterilmiştir.

Mikro düzeyde gerçekleştirilen içerik analizinde ise yapay zekânın en sık kullanıldığı spesifik konuların "Building Energy Efficiency" (%9,34), "Energy Forecasting" (%7,81) ve "Smart Grid Optimization" (%4,68) olduğu tespit edilmiştir (Tablo 10). Ayrıca, "Photovoltaic Systems" ve "Carbon Mitigation" gibi sürdürülebilir enerji temaları ile "IoT and Edge Computing" gibi bilişim odaklı konuların da dikkat çektiği raporlanmıştır.

Genel olarak, Şekil 12, Tablo 9 ve Tablo 10'nun birlikte değerlendirilmesi sonucunda, enerji sistemlerinde yapay zekâ kullanımının yalnızca teknik alanlarla sınırlı kalmayıp; sürdürülebilirlik, çevresel etki ve veri temelli akıllı teknolojilerle güçlü biçimde bütünleştiği ortaya konulmuştur.



Şekil 12. Yayınların WoS kategorilerine göre dağılımı.

Tablo 9. WoS atıf konularına göre yayınların dağılımı.

Atıf Konusu (Citation Topic Meso)	Kayıt Sayısı	Yüzde (%)
Power Systems & Electric Vehicles	879	19,217
Sustainability Science	589	12,877
Physical Chemistry	272	5,947
Telecommunications	271	5,925
Thermodynamics	158	3,454
Computer Vision & Graphics	110	2,405
Protein Structure, Folding & Modelling	88	1,924
Cardiology - Circulation	75	1,640
Distributed & Real Time Computing	73	1,596
Nanofibers, Scaffolds & Fabrication	62	1,355
Verisi olmayan kayıt sayısı	180	3,935

Tablo 10. WoS mikro atıf konularına göre yayınların dağılımı

Mikro Atıf Konusu (Citation Topic Micro)	Kayıt Sayısı	Yüzde (%)
Building Energy Efficiency	427	9,335
Energy Forecasting	357	7,805
Smart Grid Optimization	214	4,679
Electronic Structures	191	4,176
Photovoltaic Systems	133	2,908
Carbon Mitigation	97	2,121
IoT and Edge Computing	90	1,968
Electric Vehicles	89	1,946
Deep Visual Recognition	87	1,902
Coronary CT Angiography	75	1,640
Verisi olmayan kayıt sayısı	180	3,935

Tartışma

Bu çalışmada elde edilen bulgular doğrultusunda, 2016–2025 yılları arasında enerjide yapay zekâ (YZ) uygulamaları alanında bilimsel üretimin hızlı bir ivme kazandığı tespit edilmiştir. Özellikle yıllık ortalama büyüme oranının %29,39 olarak belirlenmesi, bu alana yönelik artan akademik ve teknolojik ilginin bir göstergesi olarak değerlendirilmiştir. Söz konusu eğilim, Jiao vd, (2025) ve Silva vd, (2024) tarafından yürütülen çalışmalarda da benzer şekilde raporlanmış; enerji politikaları, yenilenebilir enerji kaynakları ve sistem optimizasyonu gibi konular bağlamında YZ tekniklerinin yükselişte olduğu vurgulanmıştır.

Ülke temelli üretkenlik analizinde, Çin'in açık ara lider konumda olduğu ortaya konmuştur (n=3499). Bu bulgu, Hou ve Wang (2023) tarafından gerçekleştirilen incelemelerle uyumlu bulunmuş ve Çin'in ulusal yapay zekâ stratejileri ile devlet destekli Ar-Ge yatırımları sayesinde enerji alanında öncü bir rol üstlendiği sonucuna varılmıştır. Benzer şekilde, ABD ve Hindistan gibi ülkelerin de yüksek yayın üretkenliği sergilediği görülmüş; bu durum, söz konusu ülkelerin enerji dönüşümünde dijitalleşmeye verdikleri önemin bir yansıması olarak değerlendirilmiştir.

En üretken kurumlar arasında Çin Bilimler Akademisi ve ABD Enerji Bakanlığı'nın yer aldığı belirlenmiştir. Bu sonuç, Kalogirou (2001) gibi önceki çalışmalarda öne çıkan kurumların bugünkü liderliklerini sürdürdüklerini göstermiştir. Yazar düzeyinde ise Liu Y., Wang Y. ve Zhang H. gibi isimlerin en üretken araştırmacılar olduğu saptanmıştır. Bu durumun, Zhang vd, (2022) ve Entezari vd, (2023) gibi çalışmalarda da ortaya konduğu ve söz konusu yazarların özellikle makine öğrenmesi ve derin öğrenme tekniklerinin enerji sistemlerine entegrasyonu üzerine yoğunlaştıkları ifade edilmiştir.

Anahtar kelime analizlerinde "machine learning", "deep learning", "prediction", "optimization" ve "energy efficiency" gibi kavramların öne çıktığı görülmüştür. Bu sonuçların, Shahverdi vd, (2025) ve Ying vd, (2023) gibi çalışmalarda da benzer şekilde raporlandığı; enerji tüketimi öngörüsü, yenilenebilir kaynak yönetimi ve

enerji performans tahmini gibi alanlarda YZ tekniklerinin temel araçlar olarak kullanıldığı anlaşılmıştır.

Tematik harita analizlerinde "machine learning", "deep learning" ve "prediction" gibi konuların merkezî ve gelişmiş temalar arasında yer aldığı tespit edilmiştir. Bu durum, Callon vd, (1991) ve Aria ve Cuccurullo (2017) tarafından ortaya konan bilimsel ağ içindeki motor temalar kavramıyla örtüşmektedir. Bununla birlikte, "fuzzy logic" ve "ensemble learning" gibi bazı temaların yalnızca belirli alt alanlarda geliştiği; ancak genel alanda marjinal konumda kaldığı gözlemlenmiştir. Bu bulgu, ilgili temalarda gelecekte daha fazla araştırmaya ihtiyaç duyulduğuna işaret etmektedir.

Çalışmada kullanılan WoS sorgusunun, enerji alanındaki YZ uygulamalarını başlık düzeyinde hedeflemesi bakımından literatürle uyumlu ve yerinde bir strateji sunduğu belirlenmiştir. WoS kategori analizleri (Şekil 12) ile meso ve mikro düzeydeki atıf konularının (Tablo 9 ve 10), sorguda yer alan "machine learning", "deep learning", "neural networks" ve "energy" gibi terimlerle yüksek düzeyde örtüştüğü saptanmıştır. Kalogirou (2001) ve Entezari vd, (2023) gibi çalışmalar da benzer şekilde, yapay zekânın özellikle enerji verimliliği, öngörü ve optimizasyon alanlarındaki uygulamalarına dikkat çekmişlerdir. Bu bulgu, kullanılan arama stratejisinin alanın entelektüel yapısını temsil etme gücünü teyit etmiştir.

Sonuç olarak, çalışmada elde edilen bulgular; enerjide yapay zekâ uygulamalarının hızla gelişen, disiplinlerarası nitelik taşıyan ve stratejik öneme sahip bir araştırma alanı olduğunu ortaya koymuştur. Literatürdeki mevcut eğilimlerle yüksek düzeyde uyum gösteren bu sonuçların, aynı zamanda alandaki mevcut araştırma boşluklarının belirlenmesine de katkı sunması öngörülmüştür.

SONUÇLAR

Bu çalışma kapsamında, enerji alanında yapay zekâ (YZ) uygulamaları üzerine gerçekleştirilen bilimsel yayınlar bibliyometrik analiz ile incelenmiştir. 2016–2025 yılları arasında Web of Science (WoS) veri tabanında yayımlanan 4396 makaleye dayalı olarak yapılan değerlendirmeler sonucunda, ilgili alanda son yıllarda kayda değer bir artış yaşandığı ve küresel düzeyde iş birliğiyle desteklenen etkili çalışmaların üretildiği ortaya konmuştur.

Gerçekleştirilen betimsel analizler ve bilimsel iş birliği ağları aracılığıyla, Çin'in alandaki lider üretici konumda olduğu ve "machine learning", "deep learning" ile "energy optimization" gibi anahtar kavramların literatürde ön plana çıktığı belirlenmiştir. Tematik haritalar ve eş-oluşum analizleri yoluyla, enerjide YZ uygulamalarının hem kuramsal hem de uygulamalı boyutlarda gelişim gösterdiği ve bu gelişimin gelecekteki araştırmalar için çeşitli fırsatlar sunduğu sonucuna ulaşılmıştır.

Elde edilen bulgular doğrultusunda, enerji alanında yapay zekâ uygulamalarının son yıllarda ivme kazandığı, bu alanda etkili yayınların yapıldığı ve disiplinlerarası araştırma çabalarının arttığı tespit edilmiştir. Söz konusu analiz, mevcut literatürün genel çerçevesini ortaya koymuş; temel eğilimlerin, araştırma boşluklarının ve öncelikli temaların belirlenmesine olanak sağlamıştır.

Gelecek araştırmalar için, bu tür bibliyometrik analizlerin farklı veri tabanlarıyla karşılaştırmalı biçimde gerçekleştirilmesi ve alt alanlara özgü daha derinlemesine içerik analizleriyle desteklenmesi önerilmiştir.

KAYNAKLAR

Alvarez D. I., González-Ladrón-de-Guevara F., Rojas Espinoza J., Borge-Diez D., Pulla Galindo S. and Flores-Vázquez C., 2025, The evolution of AI applications in the energy system transition: A bibliometric analysis of research development, the current state and future challenges, *Energies*, 18(6), 1523.

Anastasiadou C., Santos M. Y. and Dias M. S., 2022, A machine learning approach to forecast electricity consumption in public buildings, *Energy Reports*, 8, 1756–1767.

Aria M. and Cuccurullo C., 2017, bibliometrix: An R-tool for comprehensive science mapping analysis, *Journal of Informetrics*, 11(4), 959–975.

Atabay E. and Guzeller C. O., 2021, A bibliometric study on eye-tracking research in tourism, *Tourism*, 69(4), 595–610.

Callon M., Courtial J. P. and Laville F., 1991, Co-word analysis as a tool for describing the network of interactions between basic and technological research: The case of polymer chemistry, *Scientometrics*, 22(1), 155–205.

Entezari M., Shafiee M., Nikkhah M. and Liu X., 2023, Hybrid deep learning models for short-term electricity load forecasting, *Applied Energy*, 335, 120693.

Gao Y., Cai W. and Wu J., 2025, Mapping the landscape of AI in energy: A bibliometric and thematic analysis, *Energy AI*, 12, 100272.

Hou C. and Wang Z., 2023, The evolution of artificial intelligence in smart energy systems: A bibliometric study, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 179, 113201.

Huang Y., Zhu D., Lv Q., Porter A. L., Robinson D. K. R. and Wang X., 2017, Early insights on the Emerging Sources Citation Index (ESCI): An overlay map-based bibliometric study, *Scientometrics*, 111(3), 2041–2057.

Ji J., Yu H., Wang X. and Xu X., 2025, Machine learning application in building energy consumption prediction: A comprehensive review, *Journal of Building Engineering*, 108, 112839.

Jiao Y., Zhang H. and Li Z., 2025, AI in energy economics: A scientometric and content analysis, *Energy Economics*, 120, 107211.

Kalogirou S. A., 2001, Artificial neural networks in renewable energy systems applications: A review, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 5(4), 373–401.

Liu J. and Chen J., 2025, Applications and trends of machine learning in building energy optimization: A bibliometric analysis, *Buildings*, 15(7), 994.

Mehraj M. B., Mateu D. and Cabeza L. F., 2024, A bibliometric review of thermal energy storage technologies in smart grids, *Journal of Energy Storage*, 74, 108991.

Mohd Nashruddin S. N. A., Mohamed Salleh F. H., Sulaiman R., Bin Mohd Zaiddy M. I., Ramasamy A. and Yahya A. A., 2025, AI-driven optimization of air-conditioning systems in legacy buildings: Evaluating machine learning models for enhanced energy efficiency, *Journal of Building Engineering*, 108, 112839.

Shahverdi B., Saffari M. and Amiri M., 2025, Explainable AI in energy systems: Opportunities and challenges, *Energy Reports*, 11, 2031–2045.

Silva L. D., Braz R. and Tabak B. M., 2024, Artificial intelligence in energy markets: A survey of applications and methods, *Energy Economics*, 117, 106520.

Wang Q., Li Y. and Li R., 2025, Integrating artificial intelligence in energy transition: A comprehensive review, *Energy Strategy Reviews*, 57, 101600.

Wei X., Zhang Q. and Tang S., 2023, Hybrid renewable energy systems and artificial intelligence: A systematic bibliometric analysis, *Renewable Energy*, 205, 1225–1240.

Ying Y., Liu H. and Chen Y., 2023, Review on artificial intelligence applications in renewable energy systems, *Energy Reports*, 9, 5517–5534.

Zavadskas E. K., Skibniewski M. J. and Antucheviciene J., 2014, Performance analysis of Civil Engineering Journals based on the Web of Science® database, *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, 14(4), 519–527.

Zhang H., Ling X. and Lin W., 2022, Deep learning models for energy consumption forecasting: A comprehensive review, *Applied Energy*, 306, 118060.

TÜRKİYE'DE ISITMA GÜN DERECELERİNİN YAPAY SİNİR AĞI İLE ANALİZİ

Süheyl SÜRMELİ*, Arda YENİÇUN, Engin PINAR*, Mehmet BİLGİLİ***
* Çukurova Üniversitesi, Ceyhan Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 01960 Sarıçam, ADANA, epinar@cu.edu.tr , mbilgili@cu.edu.tr
**Çukurova Üniversitesi, Karaisalı Meslek Yüksekokulu, Makine Bölümü, 01770 Karaisalı, ADANA, ayenicun@cu.edu.tr,

Özet Bu çalışma, Türkiye'deki 39 il için Isıtma Gün Derece (Heating Degree Days - HDD) verilerini kullanarak yapay sinir ağları (YSA) yöntemiyle analiz edilmesini amaçlamaktadır. Modelin eğitimi için 32 ilin verileri kullanılmıştır. Test için ise farklı coğrafi bölgelerden seçilen 7 il (Denizli, Erzincan, Siirt, Kırıkkale, Osmaniye, Sakarya ve Amasya) seçilmiştir. Modelin doğruluğunu test etmek amacıyla farklı bölgelerden seçilen iller için analizler sonucu gerçek değerlerle karşılaştırılmış olup YSA modelinin HDD değerlerini başarılı bir şekilde tahmin ettiği görülmüştür. Elde edilen bu sonuçlar enerji verimliliği için yapılan çalışmalar ve yatırım planları açısından önemli bir rehber niteliğindedir. Özellikle ısıtma ihtiyacının belirlenmesi, enerji tüketim projeksiyonları ve sürdürülebilir enerji politikalarının oluşturulmasında kullanılabilecek veriler sağlamaktadır. Bu doğrultuda, çalışma yapay zekâ tabanlı tahmin modellerinin enerji planlamasında etkin bir araç olabileceğini ortaya koymaktadır.

Anahtar Kelimeler: Isıtma Gün Derece (IGD), Yapay Sinir Ağları (YSA), Enerji Verimliliği, Makine Öğrenmesi, Tahmin Modelleri, Enerji Planlaması.

ANALYSIS OF HEATING DEGREE DAYS IN TÜRKİYE WITH ARTIFICIAL NEURAL NETWORK

Abstract This study aims to analyze Heating Degree Days (HDD) data for 39 provinces in Turkey using the Artificial Neural Networks (ANN) method. The data from 32 provinces were used for model training, while seven provinces (Denizli, Erzincan, Siirt, Kırıkkale, Osmaniye, Sakarya, and Amasya) from different geographical regions were selected for testing. To assess the model's accuracy, the analysis results for the selected provinces were compared with actual values, demonstrating that the ANN model successfully predicted HDD values. These findings serve as a valuable guide for energy efficiency studies and investment plans. Specifically, the study provides data that can be used to determine heating demand, project energy consumption, and develop sustainable energy policies. In this context, the study highlights that AI-based prediction models can be an effective tool for energy planning.
Keywords: Heating Degree Days (HDD), Artificial Neural Networks (ANN), Energy Efficiency, Machine Learning, Prediction Models, Energy Planing.

GİRİŞ

Isıtma ve soğutma gün derecesi kavramları, bir bölgenin iklim özelliklerini belirlemede ve bina enerji ihtiyaçlarını hesaplamada temel kriterler arasında yer almaktadır. Türkiye gibi farklı iklim bölgelerine sahip ülkelerde, bu kavramların doğru şekilde hesaplanması, enerji planlaması ve yönetimi açısından büyük önem taşımaktadır.

Enerji tüketimi, ülkelerin ekonomik ve endüstriyel seviyelerini gösteren en önemli faktörlerden biridir. 1970'te yaşanan küresel enerji krizinin ardından enerji koruma politikaları, hem gelişmiş hem de gelişmekte

olan ülkelerde önemli bir araştırma konusu haline gelmiş ve bu alandaki çalışmalar son yıllarda yaygınlaşarak değerli sonuçlar ortaya koymuştur (Jiang, Li, Wei, Hu, & Li, (2009); Matzarakis & Balafoutis, (2004); Papakostas & Kyriakis, (2005)).

Isıtma gün derece (Heating Degree Days-HDD) ve soğutma gün derece (Cooling Degree Days-CDD) hesaplamaları, binaların ısıtma ve soğutma yüklerinin belirlenmesi, enerji yönetimi ve HVAC (Isıtma, Havalandırma ve İklimlendirme Sistemleri) sistemlerinin boyutlandırılması açısından büyük kolaylık sağlamaktadır (Bilgili, Canpolat, Pinar, ve Sahin (2023)). Bu hesaplanan değerler, dünya üzerinde farklı ülkelerde yapılan çeşitli çalışmalarla takip edilmiştir. De Rosa, Bianco, Scarpa, ve Tagliafico (2015) İtalya' da günlük meteoroloji verileri kullanarak 35 yıllık periyotta HDD ve CDD eğilimlerini analiz etmiştir. Sadeqi, Tabari, ve Dinpashoh (2022) ise yaşadıkları coğrafyada küresel ısınmanın sonucu olarak soğutma ihtiyacının artacağını belirtmişlerdir. Indraganti ve Boussaa (2017)' nın yaptığı çalışmada ise Suudi Arabistan' da tarihsel verileri kullanarak, çeşitli iklim bölgelerindeki ısıtma ve soğutma yükündeki değişimleri regresyon analizleri ile tahmin etmişlerdir. Idchabani, Garoum, ve Khaldoun (2015) Fas' ta yaptıkları çalışmada farklı coğrafi parametrelerin HDD ve CDD üzerindeki etkisini regresyon yaklaşımı kullanılarak incelemişlerdir. Ramon, Allacker, De Troyer, Wouters, ve van Lipzig (2020) ise Belçika' da 28 yıllık periyotta HDD ve CDD eğilimlerini yüksek çözünürlüklü eşleştirilmiş bölgesel iklim modeliyle analiz etmişlerdir. OrtizBeviá, Sánchez-López, Alvarez-Garcìa, ve RuizdeElvira (2012) İspanya' da 47 yıllık periyotta HDD ve CDD eğilimlerini konveksiyona izin veren bir modelle analiz etmişlerdir. Jiang, Li, Wei, Hu, ve Li (2009) Çin' de 45 yıllık periyotta HDD ve CDD eğilimlerini MYSA-Kendall eğilim testi ve doğrusal regresyon tekniklerini kullanarak analiz etmişlerdir. Andrade, Mourato, ve Ramos (2021) Portekiz'de, HDD, CDD ve HDD + CDD değerlerini EURO-CORDEX'ten iki Temsili Konsantrasyon Yolu (RCP4.5 ve RCP8.5) altında elde edilen yedi yüksek çözünürlüklü önyargı ile düzeltilmiş simülasyon topluluğundan hesaplanmışlardır. Bu üç gösterge, her iki RCP altında 1971–2000 (E-OBS'den) ve 2011–2040 ve 2041–2070 için analiz edilmiştir. Ukey ve Rai (2021) Hindistan için 48 yıllık periyotta HDD ve CDD eğilimlerini zaman serisine sıradan en küçük kare regresyonu uygulayarak (OLS analizi) ve zaman serisini önceden beyazlatmak, ardından MYSA-Kendall Testi uygulama ve Theil-Sen eğimini hesaplama (PWMKTS analizi) tekniklerini kullanarak analiz etmişlerdir. Livada, Pyrgou, Haddad, Sadeghi, ve Santamouris (2021)' da Avustralya için 19 yıllık periyotta HDD ve CDD değerlerini amprik model ve regresyon analizleri ile çalışma yapmışlardır.

Corrales-Suastegui, Ruiz-Alvarez, Torres-Alavez, ve Pavia (2021) Meksika için, 19 yıllık periyotta HDD ve CDD eğilimlerini ERA5 (Avrupa Orta Vadeli Hava Tahminleri Merkezi'nin (*European Centre for Medium-Range Weather Forecasts – ECMWF*) ürettiği yeniden analiz (reanalysis) veri ürünüdür) ve Bölgesel İklim Modeli'nden (RegCM4) simülasyonlar kullanalarak analiz etmişlerdir. Amber vd. (2018) Pakistan için 30 yıllık periyotta HDD ve CDD değerleri ile ilgili çalışmalar yapmıştır ve bu değerlerin önemini vurgulamışlardır. Türkiye' de ise Dombaycı (2009) 79 il için yaptığı çalışmada ülke enerjisinin binaların ısıtma ve soğutmasında kullanıldığını dolayısıyla bu değerlerin binalarda enerji tüketiminin planlanmasında önemli rolü olduğunu belirtmiştir. 2004 yılında küresel birincil enerji tüketimindeki artış %4,4 iken, enerji tüketimi 2005 yılında yalnızca %2,7 artmıştır; bu önemli bir düşüştür. Enerji yoğunluğu (GSYİH başına tüketim) OECD (Ekonomik Kalkınma ve İşbirliği Örgütü) ve diğer ülkelerde sürekli olarak azalmaktadır.

Son yıllarda hesaplanan CDD ve HDD değerleri makine öğrenmesi ile hesaplama methodları yaygınlaşmıştır (Cheng-wen & Jian, (2010); Işık, İnallı, & Celik, (2019); Nishimwe & Reiter, (2022)). Literatüre göre, çalışmalar genellikle geçmiş veya gelecekteki CDD ve HDD eğilimlerini tahmin etmeye çalışmıştır.

Yirminci yüzyılın son on yıllarından bu yana, küresel sıcaklıklarda bir artış gözlemlenirken, aşırı iklim olayları daha sık hale gelmiştir. Küresel sıcaklıktaki artışa paralel olarak, binaları soğutmak için gereken enerjinin de artması beklenmektedir. Bu bağlamda, HDD, net enerji talebi üzerindeki hava ile ilgili etkileri tahmin etmek için temel parametredir (Spinoni vd. (2018); Hao vd. (2022)). HDD, dış mekan ve oda sıcaklığını hesaba katarak belirli bir zamandaki (yıl, ay, gün) soğuk havanın şiddetini tanımlar. Yani, HDD 24 saat içinde soğuğun süresini belirtmek için oldukça etkili bir parametredir. HDD değerleri ülke enerji politikalarını güncellemek ve enerji talebinin senaryo analizlerini gerçekleştirmek için kullanılabilir. Bilgili, Canpolat, vd. (2023) 'nin yaptığı çalışmada derece-gün yöntemi, ağır hesaplamalar yapmadan büyük verileri işleyerek binaların enerji talebinin tahmini için bir çalışma yapmışlardır. HDD değeri kış mevsiminin göreceli sertliğini geçmiş yıllarla karşılaştırmak için de kullanılabileceğini göstermiştir.

Farklı ülke ve bölgelerde yapılan çalışmalar olmasına rağmen Türkiye'de HDD verilerinin değerlendirilmesi veya tahmin edilmesi için zaman serisi yaklaşım çalışmalarının eksik olduğu anlaşılmaktadır (Işık, İnallı, ve Celik (2019)).

Türkiye gelişmekte olan bir ekonomi olduğundan enerji tüketimi düzenli ve hızlı bir şekilde artmaktadır. 2020 yılında binalardaki enerji tüketimi Türkiye'de tüketilen toplam enerjinin yaklaşık %18'ini oluşturmaktadır (ETKB (2022)).

Bu çalışmada, Türkiye'de bulunan 32 il YSA modelinde eğitim verisi olarak, farklı coğrafi bölgelerden seçilen 7 il ise test illeri olarak kullanıldı. Test sonuçları, modelin HDD değerlerini nasıl ve hangi doğrulukla tahmin edebildiğini ve gerçek verilerle güçlü bir uyum sağlayıp sağlamadığını göstermesini hedefledi. Ek olarak, çalışma özellikle ısıtma ihtiyacının belirlenmesinde, ısıtma gün derece verilerini sunmayı ve bu bağlamda, makine öğrenmesi tabanlı tahmin modellerinin etkisini ortaya koydu.

Önceki çalışmaların ışığında, yalnızca coğrafi parametreler (enlem, boylam, yükseklik ve periyodiklik) kullanılarak HDD değerlerini tahmin eden bir model geliştirildi ve bu modelin, farklı meteorolojik ölçümlere ihtiyaç duymadan ve ölçüm alınması belli olmayan HDD değerlerini öngörmeyi mümkün kılması amaçlanmaktadır. Ayrıca, uzun vadeli Türkiye geneli HDD verilerinin haritalandırılması da görsel olarak bize doğru tahminler yapabilmemiz için bir zemin hazırladı.

MATERYAL VE METOD

Çalışma Alanı ve Veriler

Bu çalışmada, Meteoroloji Genel Müdürlüğü'nden temin edilen 39 ilin HDD verileri kullanılmıştır. Verilerin 32' si modelin eğitimi için, geri kalan 7 il ise modelin test aşamasında kullanılmıştır. Yapay Sinir Ağları (YSA), insan beyninin dağınık depolama özelliklerini ve büyük ölçekli paralel yerel işleme tekniklerini kullandıkları için birçok bilimsel disiplinde yaygın olarak kullanılmaktadır. (Bilgili, Ozbek, Yildirim, ve Simsek (2023)). YSA, en çok uygulanan, veriye dayalı enerji tüketim tahmin yöntemlerinden biridir ve çoğu tahmin problemini çözmeyi sağlayan esnek ve uyarlanabilir modellerdendir (Seyedzadeh, Rahimian, Glesk, ve Roper (2018)). Her tür girdi verisini kullanarak kısa ila uzun vadeli tahminler için uygulanabilirliği, gömülü sistemlere entegre edilebilmesi gibi özellikleri nedeniyle bu çalışmada modelleme için YSA yöntemi tercih edilmiştir (Yildiz, Beyhan, ve Uçar (2021)).

Isıtma Gün Derece (HDD)

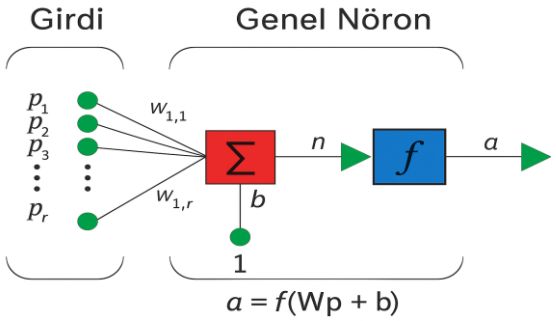
HDD belirli bir zamanda (gün, ay, yıl) dış ortam ve oda sıcaklığını hesaba katarak soğuğun şiddetini açıklar. Birçok ülke ısıtma gün derecenin hesabı için farklı tanımlar kullanır. Karşılaştırılabilir ve ortak bir kullanım oluşturmak için Avrupa Topluluğu İstatistik Ofisi (Eurostat) HDD'nin hesabı için aşağıdaki metodu önermektedir Sensoy, Sağır, Eken, ve Ulupınar (2007).

$$HDD = (18°C - \mathrm{Tm}) * \mathrm{d} \qquad (1)$$

Burada T_m, günlük ortalama sıcaklığını, d, gün sayısını ifade eder. Eğer T_m> 15° (ısıtma eşiği) ise HDD=0 kabul edilir.

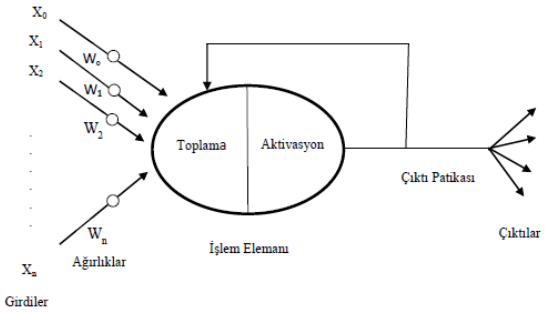
Yapay Sinir Ağı (YSA)

Yapay Sinir Ağları birçok bilimsel disiplinde yaygın olarak kullanılır çünkü insan beyninin dağınık depolama özelliklerini ve büyük ölçekli paralel yerel işleme tekniklerini kullanırlar (Ghorbani, Zadeh, Isazadeh, & Terzi, (2016); Güzelel, Olmuş, Çerçi, & Büyükalaca, (2022); Tumse, Bilgili, & Sahin, (2022)). Son zamanlarda, özellikle fiziksel veya istatistiksel olarak tanımlanmış denklemler kullanılarak ifade edilmesi zor olan doğrusal olmayan modelleme süreçleri için yapay sinir ağları daha etkili araçlar haline geldiler (Ghorbani, Khatibi, Hosseini, & Bilgili, (2013); Inyurt & Sekertekin, (2019)).



Şekil 1. p girişli temel bir nöronun yapısı

p girişli birincil nöronun yapısı Şekil 1'de gösterilmiştir. Her giriş p, bir ağırlık değeri W ile tanımlanır. Önyargı ve ağırlıklı girişlerin toplamı transfer fonksiyonu f'yi oluşturur. Farklı transfer fonksiyonları f nöron çıkışları üretebilir (Mathworks 2020a).



Şekil 2. Yapay sinir ağı genel yapı diyagramı

YSA modeli dört özelliğe sahiptir: çoklu girdi ve çıktı özelliği vardır. Girdi ve çıktı doğrusal değildir, esneklik vardır ve çıktılar tüm girdilerin bütünleştirici etkisinden etkilenir. Sinir ağı modeli aşağıdaki üç faktör tarafından belirlenir: ağın toplama fonksiyonu, aktivasyon fonksiyonu ve eğitim algoritması.

İstatistiksel Prametreler

Tahmini bir modelin etkinliğinin kapsamlı bir değerlendirmesini sunmak için çeşitli göstergeler kullanılmalıdır. Ortalama Mutlak Hata (MAE), Kök

Ortalama Kare Hata (RMSE) ve determinant katsayısı (R2), bu bağlamda sıklıkla kullanılan üç metriktir. Her istatistik, modelin doğruluğu ve güvenilirliği ile performansı hakkında farklı bir bakış açısı sunar. Bu çalışmada, modellerin gözlenen ürün parametresi için tahmin doğruluğu bu üç istatistiksel hata göstergesi kullanılarak değerlendirilir. Bu parametreler şu şekildedir: R2, RMSE ve MAE.

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N}[p\ (i) - o\ (i)]^2} \qquad (3)$$

$$R^2 = \frac{\sum_{i=1}^{n}[p\ (i) - o\ (i)]^2}{\sum_{i=1}^{n}[o\ (i) - \bar{o})]^2} \qquad (4)$$

$$MAE = \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N}|p\ (i) - o\ (i)| \qquad (2)$$

Önceki denklemdeki $p(i)$ ve $o(i)$ değişkenleri sırasıyla zaman i'nin tahmin edilen ve gözlenen değerlerini temsil eder. Beklenen ve gerçek değerlerin ortalama değerleri sırasıyla $\bar{p}$ ve $\bar{o}$ değişkenleriyle gösterilir. Toplam veri miktarı N değişkeniyle gösterilir.

Tablo 1. Tüm istasyonların enlem, boylam ve rakımını içeren coğrafi verilerin derlemesi.

(* test istasyonları)

Ölçüm İstasyonları	Enlem (°)	Boylam (°)	Rakım (m)	HDD Gercek	HDD YSA
Adana	37,0041	35,3443	23	257.27	277.19
Adıyaman	37,7553	38,2775	672	397.27	412.80
Afyonkarahisar	38,738	30,5604	1034	514.27	518.44
Aksaray	38,3705	33,9987	970	506.00	494.30
Ankara	39,9727	32,8637	891	511.87	529.13
Antalya	36,9063	30,799	64	234.47	278.71
Artvin	41,1752	41,8187	613	449.00	513.29
Aydın	37,8402	27,8379	56	298.60	295.92
Bingöl	38,8847	40,5007	1139	651.07	561.39
Çanakkale	40,141	26,3993	6	389.00	340.02
Düzce	40,8437	31,1488	146	397.13	390.17
Edirne	41,6767	26,5508	51	452.13	388.18
Gaziantep	37,0585	37,351	854	419.60	429.06
Hatay	36,2048	36,1513	104	265.07	274.92
Iğdır	39,9227	44,0523	856	613.40	531.70
Isparta	37,7848	30,5679	997	452.93	477.36
izmir	38,3949	27,0819	29	264.53	303.62
Kars	40,6042	43,1073	1777	827.73	797.64
Kayseri	38,687	35,5	1094	555.80	537.05
Kilis	36,7085	37,1123	640	348.40	375.26
Kocaeli	40,7663	29,9173	74	394.33	370.55
Konya	37,9837	32,574	1031	522.73	494.09
Kütahya	39,4171	29,9891	969	503.27	525.57
Mardin	37,3103	40,7284	1040	363.27	482.32
Mersin	36,7808	34,6031	7	201.00	270.06
Samsun	41,3442	36,2564	4	337.07	378.00
Sivas	39,7437	37,002	1294	626.47	629.17
Şanlıurfa	37,1608	38,7863	550	350.87	372.04
Trabzon	40,9985	39,7649	25	367.67	375.45
Uşak	38,6712	29,404	919	507.67	487.48

Van	38,4693	43,346	1675	540.20	690.54
Yozgat	39,8243	34,8159	1301	522.20	631.31
Amasya*	40,6668	35,8353	409	449,67	443,3
Denizli*	37,762	29,0921	425	377,67	357,78
Erzincan*	39,7523	39,4868	1216	667	612,04
Sakarya*	40,7676	30,3934	30	319,07	362,88
Siirt*	37,9319	41,9354	895	405,6	470,69
Osmaniye*	37,1021	36,2539	94	293,47	292,73
Kırıkkale*	39,8433	33,5181	751	443,8	491,74

Tablo 1' de Türkiye'deki çeşitli illerin enlem, boylam, rakım değerleriyle birlikte gerçek HDD verilerini ve YSA modeli tarafından tahmin edilen HDD değerlerini içermektedir.

YSA modelinin eğitimi için kullanılan illerin yanı sıra, modelin performansını değerlendirmek amacıyla test illeri olarak (Amasya, Denizli, Erzincan, Sakarya, Siirt, Kırıkkale ve Osmaniye) yedi test ili belirlenmiştir. Bu tabloda da görüleceği üzere genel olarak, YSA tahminleri gerçek HDD değerlerine yakın sonuçlar üretse de bazı illerde küçük farklarla karşılaşılmıştır. YSA modelinin tahminleri, Türkiye'nin coğrafi yapısına paralel olarak, özellikle iç bölgelerdeki yüksek rakımlı illerde (örneğin Erzurum, Sivas, Kars) HDD değerlerinin önemli ölçüde yüksek olduğunu doğrulamıştır. Bu durum, bu bölgelerde daha uzun ve şiddetli kış mevsimlerinin yaşandığını, dolayısıyla enerji talebinin de artış gösterdiğini ortaya koymaktadır. Buna karşın, Akdeniz ve Ege gibi kıyı bölgelerindeki iller (örneğin Antalya, İzmir, Mersin) çok daha düşük HDD değerlerine sahip olup, bu da buralardaki ısıtma ihtiyacının daha az olduğunu göstermektedir. Bu bölgesel farklılıklar, Türkiye'nin enerji tüketim haritasının çıkarılmasında ve yerel yönetimlerin enerji politikalarını belirlemesinde kilit rol oynamaktadır.

BULGULAR VE TARTIŞMALAR

Bu çalışma, Türkiye genelindeki Isıtma Gün Derecesi değerlerinin Yapay Sinir Ağları modeli ile tahmin edilmesinin etkinliğini değerlendirmeyi amaçlamıştır. Elde edilen bulgular, enerji planlaması, bina tasarımı ve sürdürülebilir enerji politikalarının geliştirilmesi açısından kritik öneme sahip meteorolojik parametrlerden faydalanmadan sadece coğrafi temelli parametrelerle HDD dağılımlarını ortaya koymaktadır. Özellikle farklı coğrafi parametrelerin HDD üzerindeki etkileri detaylı bir şekilde analiz edilerek, YSA modelinin bu karmaşık ilişkileri yüksek doğrulukla tahmin etme kapasitesi gösterilmiştir.. YSA modeli aracılığıyla yapılan analizler sonucunda, Türkiye genelindeki HDD değerlerinin coğrafi konum ve ilişkili parametrelerle doğrudan bir ilişki içinde olduğu ve bu değerlerin iller arasında belirgin farklılıklar gösterdiği gözlemlenmiştir. Tüm iller için en yüksek HDD değeri (797,64) Türkiye' nin doğusunda yer alan dağlık Kars ilinde gözlemlenmiştir. Bu değer ülkenin HDD açısından en düşük değere sahip güneyinde yer alan Osmaniye ilinin HDD değerinden neredeyse iki buçuk kat daha yüksektir. Kars ve Osmaniye arasındaki HDD değerlerindeki bu büyük fark, bu iki uç coğrafi nokta arasındaki rakım farkından kaynaklı iklim özelliklerindeki yoğun karşıtlığı göstermekte ve enerji ihtiyaçları hakkında fikir vermektedir. Çünkü Kars' ta oturan bir kişi Osmaniye' de oturan kişinin ısıtma konfor sıcaklığını yakalayabilmesi için neredeyse iki buçuk kat daha fazla yakıt harcamalıdır. Bu durum, Türkiye'nin geniş coğrafi yelpazesinde enerji ihtiyaçlarının planlanmasında bölgesel farklılıkların ne denli hayati olduğunu bir kez daha ortaya koymaktadır.

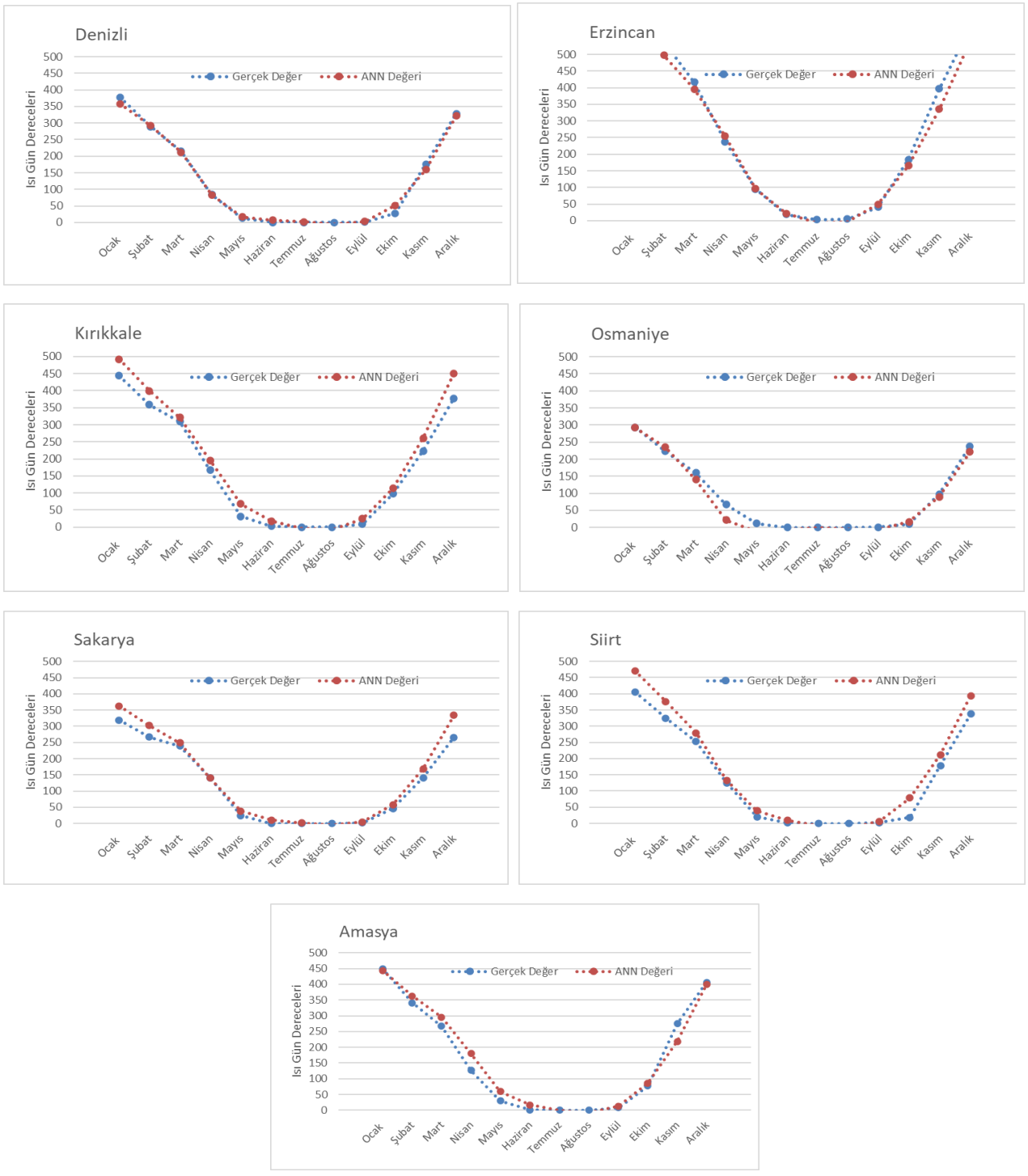
Yapılan çalışmada kullanılan parametreler; boylam, enlem ve rakım. Rakım parametresinin De Rosa vd. (2015)'nın çalışmasında HDD için en belirleyici parametre olduğu vurgulanmıştır. Türkiye'deki illere bakıldığında da genellikle rakım arttıkça HDD değeri yükseldiği gözlemlenmiştir (örneğin, Afyonkarahisar 1034 m rakımda HDD = 514.27, Sivas 1294 m rakımda HDD = 626.47, Denizli 257 m rakımda HDD = 377.67).

Rakım değerlerinin yanı sıra diğer coğrafi parametre olan enlem de önemli bir faktördür, çünkü kuzeye gidildikçe HDD değerleri artmaktadır (örneğin, Hatay 36.2° enlemde HDD = 265.07, Trabzon 40.99° enlemde HDD = 367.67, Samsun 41.34° enlemde HDD = 414.80).

Son olarak incelenen parametre boylamın ise HDD üzerinde belirgin bir etkisi olmadığı gözlenmiştir.Boylamın HDD değerleri üzerindeki etkisinin diğer parametrelere kıyasla daha az belirgin olması, Türkiye'nin doğu-batı eksenindeki iklimsel geçişlerin daha çok enlem ve rakım gibi faktörlerle şekillendiğini düşündürmektedir.Bu bulgu, YSA modelinin, enlem ve rakım gibi temel coğrafi girdilerle dahi yüksek doğrulukta tahminler yapabileceğini göstermektedir.

Benzer çalışmalar, YSA'nın güneş bacası enerji santralleri(Amirkhani, Nasirivatan, Kasaeian, & Hajinezhad, 2015) ve hava sıcaklık tahminlerinde de uygun bir model olduğunu göstermiştir (Bilgili, Ozbek,

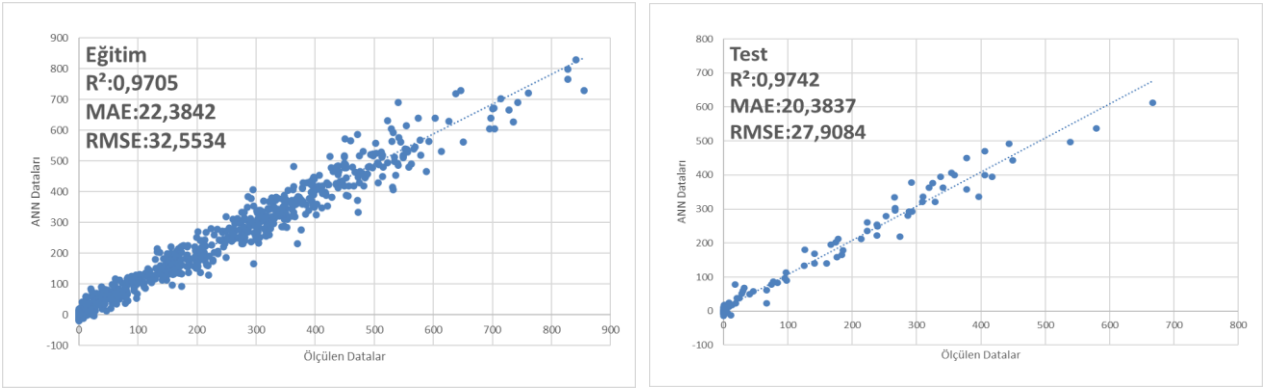
vd., 2023). Modelin öğrenme kapasitesi ve tahmin hassasiyeti, gerçek değerlere yakın değerler ortaya çıkarmıştır (Balıkçı, Gemici, Taner, & Dalkılıç, 2024).



Şekil 3. Yedi seçilmiş ilde test aşaması sırasında aylık gözlenen ve tahmin edilen Isıtma gün derecelerinin karşılaştırılması

Şekil 3' te Türkiye'deki ısıtma gün derece değerlerinin gerçek verileri ve YSA modelinin tahmin edilen değerleri ile mevsimsel dağılıma göre hazırlanmış grafikler verilmiştir. Bu şekilde kullanılan test illeri (Denizli, Erzincan, Kırıkkale, Osmaniye, Sakarya, Siirt ve Amasya) için gerçek ve YSA tarafından tahmin edilen HDD değerlerini göstermektedir. Tüm illerde HDD değerleri özellikle kış aylarında (Ocak, Şubat, Aralık) yüksek, ve öngörüldüğü gibi yaz aylarında (Haziran, Temmuz, Ağustos) ise düşük seviyelerde olduğu görülmektedir. Genel olarak YSA değerleri gerçek değerlerle uyumlu olmakla birlikte, bazı aylarda küçük farklılıklar gözlemlenmektedir. Özellikle kış aylarında, YSA modeli genellikle gerçek değerlere yakın tahminler

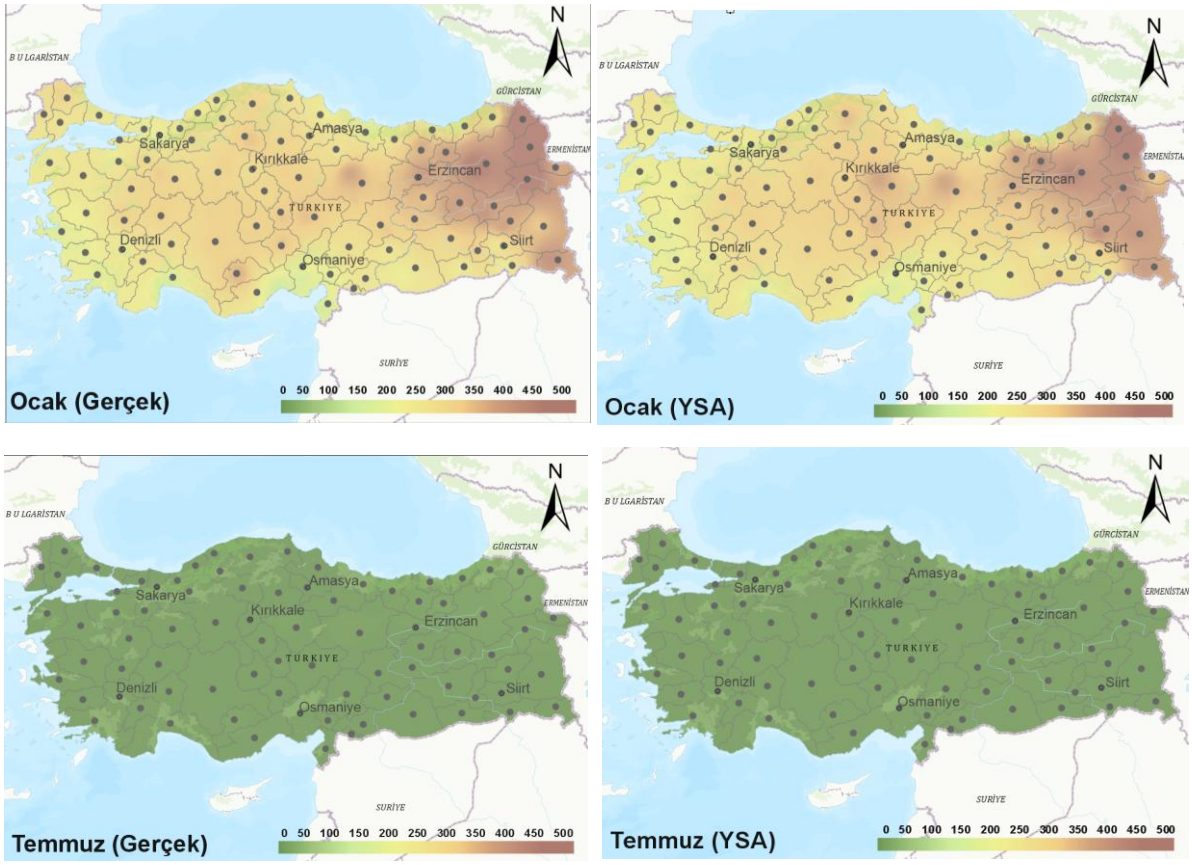
verirken, bazı illerde (örneğin Erzincan ve Kırıkkale) hafif sapmalar görülmektedir. Bu küçük sapmalar, genel model başarısını etkilememekle birlikte, gelecekteki araştırmalar için gelişim alanları sunmaktadır. Yaz aylarında ise ülkemizin coğrafi konumundan kaynaklı HDD değerleri sıfıra yaklaştığından, modelin hata oranının çok az olduğu görülmektedir. Ancak, Osmaniye ve Siirt gibi bazı illerde YSA değerleri ile gerçek değerler arasında dönemsel farklılıklar gözlemlenmektedir.



Şekil 4. Isıtma gün derece değerlerinin regresyonunu gösteren grafikler, gözlenen ve tahmin edilen verileri karşılaştırması.

Şekil 4' te ise yapılan veri analizlerinde kullanılan modelin regresyon grafiklerinin eğitim ve test aşamalarındaki performansları görülmektedir. Analizlerde kullanılan yapay sinir ağı (YSA) modelinin eğitim ve test aşamalarındaki performansı karşılaştırmak için dağılım grafikleri gösterilmiştir. Mavi noktalı çizgi ideal korelasyonu temsil ederek mükemmel tahminlerin olduğu noktaların yerlerini belirtir. Eğitim verileri için **R^2 = 0.9705**, **MAE = 22.3842** ve **RMSE = 32.5534** değerleri elde edilirken, test aşamasında **R^2 = 0.9742**, **MAE = 20.3837** ve **RMSE = 27.9084** değerleri hesaplanmıştır. Test aşamasında R^2 değerinin eğitim aşamasına göre biraz daha yüksek olması yani 1 değerine yakın olması ve bununla beraber analizlerin sonuçlarını değerlendirmek için kullanılan MAE ve RMSE değerlerinin test verileri için daha düşük olması, modelin doğruluğunun yüksek olduğunu ve eğitim verilerine aşırı uyum (overfitting) gösterdiğini ortaya koymaktadır.

Her iki grafikte de ölçülen ve tahmin edilen verilerin dağılımı oldukça düzenli olup mavi noktalı çizgiye yani ideal kolerasyona doğru konumlanmıştır.



Şekil 5. Ocak ve Temmuz ayları için Türkiye genelinde ölçülen (gerçek) ve yapay sinir ağı (YSA) modeliyle tahmin edilen Isıtma Gün Derece (HDD) haritaları.

Hazırlanan bu verilerin Şekil 5' te haritalar üzerinde görselleştirilip daha farklı bir gözle incelenmesi sağlanmıştır. Verilen görseller, Ocak ve Temmuz ayları için Türkiye genelinde ölçülen (gerçek) ve yapay sinir ağı (YSA) modeliyle tahmin edilen Isıtma Gün Derece (HDD) haritalarını göstermektedir. Ocak ve Temmuz aylarına ait HDD haritaları, Türkiye genelindeki ısıtma ihtiyacının coğrafi dağılımını çarpıcı bir şekilde gözler önüne sermektedir. Ocak ayı haritasında Doğu Anadolu Bölgesi'ndeki yüksek HDD değerleri, bu bölgelerin kışın çok daha şiddetli geçtiğini ve dolayısıyla ısıtma yükünün en yoğun olduğu yerler olduğunu görsel olarak teyit etmektedir. Batıya doğru azalan HDD değerleri, Ege ve Akdeniz kıyılarında nispeten daha ılıman kış koşullarına işaret etmektedir. Temmuz ayı haritasındaki düşük ve homojen HDD dağılımı ise, yaz aylarında ülkenin büyük bir kısmında ısıtma ihtiyacının yok denecek kadar azaldığını göstermektedir. Özellikle bu haritaların mevsimsel farklılıkların yanı sıra, rakım ile HDD arasındaki güçlü ilişkiyi net bir şekilde vurgulaması, enerji planlamacıları için kritik bir görsel rehber sunmaktadır. Yüksek rakımlı bölgelerde hem kış hem de yaz aylarında daha yüksek HDD değerlerinin görülmesi, bu alanlarda daha fazla ısıtma enerjisine ihtiyaç duyulduğunu ve enerji verimliliği stratejilerinin bu bölgesel farklılıkları dikkate alması gerektiğini belirtmektedir.

SONUÇLAR

Bu çalışmada Türkiye'deki 39 il için Isıtma Gün Derece (Heating Degree Days - HDD) verilerinin makine öğrenmesi metodlarından YSA yöntemi kullanılarak analiz edilmiştir. Seçilen modelin eğitimi için elde edilen sonuçlar coğrafi parametrelere dayalı tahminler yapılabileceğini ortaya koymuştur. Kontrolü için kullanılan performans parametreleri R^2 (≈0,97) ve düşük hata (MAE, RMSE) değerleri, YSA yönteminin HDD tahminlerinde doğruluğu yüksek bir araç olduğunu göstermektedir. Bu yüksek doğruluk, YSA modelinin, farklı meteorolojik ölçümlere ihtiyaç duymadan HDD değerlerini güvenilir bir şekilde öngörme potansiyelini teyit ederek, enerji verimliliği çalışmalarına yeni bir perspektif sunmaktadır. Şehir bazında gerçekleştirilen analizler, yüksek rakımlı ve kuzeyde yer alan illerde HDD değerlerinin belirgin şekilde yüksek, kıyı ve güney bölgelerde ise düşük olduğunu göstermektedir. Örneğin, Erzurum, Kars ve Ardahan gibi Doğu Anadolu Bölgesi illerinde HDD değerleri yıl genelinde en yüksek seviyelerde iken, Akdeniz kıyısında yer alan Antalya ve Mersin gibi illerde bu değerler oldukça düşük bulunmuştur. Bu durum, iklimsel farklılıkların bölgesel enerji ihtiyacına doğrudan yansıdığını ve ısıtma gereksinimlerinin coğrafi koşullara bağlı olarak önemli ölçüde değiştiğini ortaya koymaktadır. Aylık bazda yapılan incelemelerde ise kış aylarında HDD değerlerinin zirveye ulaştığı, yaz aylarında ise sıfıra yaklaştığı tespit edilmiştir.; bu durum iklim farklılıklarının enerji ihtiyacına etkisini açıkça ortaya koymaktadır. Ayrıca aylık analizler, kış aylarında HDD değerlerinin en yüksek seviyeye ulaştığını, yaz aylarında ise sıfıra yaklaştığını göstermiştir. Elde edilen bu sonuçlar, Türkiye genelinde enerji verimliliği çalışmaları, ısıtma ihtiyacına yönelik projeksiyonlar ve sürdürülebilir enerji politikalarının oluşturulmasında önemli bir referans niteliği taşımakta olup coğrafi parametrelerle sınırlı veri kullanarak enerji planlaması yapılmasına imkân sunmaktadır. Gelecekte, farklı makine öğrenme algoritmalarının karşılaştırılması ve daha geniş veri setleriyle test edilmesi daha iyi tahminler ortaya koyabilir. Ayrıca, farklı iklim bölgeleri için modelin genellenebilirliği üzerine çalışmalara devam edilmeli, modelin başarısını artırmak için daha fazla parametre ile eğitilip ve bölgesel farklılıklar ve iklim faktörleri üzerine daha fazla çalışma yapılmalıdır.

SEMBOLLER

HVAC: Isıtma, Havalandırma ve İklimlendirme Sistemleri.

CDD: Soğutma Gün Derecesi olarak açıklanmalı..

RCP: Temsili Konsantrasyon Yolları.

ERA5: Avrupa Orta Vadeli Hava Tahminleri Merkezi'nin (European Centre for Medium-Range Weather Forecasts – ECMWF) ürettiği yeniden analiz (reanalysis) veri ürünüdür.

OECD: Ekonomik Kalkınma ve İşbirliği Örgütü

RMSE: Tahmin değerleri ile gerçekleşen değerler arasındaki farkın bulunması için kullanılan bir ölçüttür.

MAE: Gözlemlenen değerler ile model tahminleri arasındaki mutlak hatayı belirlemek için kullanılır. Daha düşük bir MAE puanı, modelin üstün tahmin kabiliyetini gösterir.

R^2 : Gözlemlenen veriler ile model tahminleri arasında doğrusal bir korelasyonun varlığını doğrulamak için kullanılır.

TEŞEKKÜR

Meteorolojik verileri sağlayan Meteoroloji Genel Müdürlüğü'ne teşekkür ederiz.

KAYNAKLAR

Amber, K. P., Aslam, M. W., Ikram, F., Kousar, A., Ali, H. M., Akram, N., . . . Mushtaq, H. (2018). Heating and cooling degree-days maps of Pakistan. *Energies, 11*(1), 94.

Amirkhani, S., Nasirivatan, S., Kasaeian, A., & Hajinezhad, A. (2015). ANN and ANFIS models to predict the performance of solar chimney power plants. *Renewable energy, 83*, 597-607.

Andrade, C., Mourato, S., & Ramos, J. (2021). Heating and cooling degree-days climate change projections for Portugal. *Atmosphere, 12*(6), 715.

Balıkçı, V., Gemici, Z., Taner, T., & Dalkılıç, A. S. (2024). Yapay sinir ağları yöntemiyle İstanbul ili doğal gaz tüketiminin tahmini ve şehir giriş istasyonlarının planlanması. *Gazi Üniversitesi Mühendislik Mimarlık Fakültesi Dergisi, 39*(2), 1017-1028.

Bilgili, M., Canpolat, C., Pinar, E., & Sahin, B. (2023). Analysis of heating degree-days (HDD) data using machine learning and conventional time series methods. *Theoretical and Applied Climatology, 154*(1-2), 141-160. doi:10.1007/s00704-023-04543-9

Bilgili, M., Ozbek, A., Yildirim, A., & Simsek, E. (2023). Artificial neural network approach for monthly air temperature estimations and maps. *Journal of Atmospheric and Solar-Terrestrial Physics, 242*, 106000.

Corrales-Suastegui, A., Ruiz-Alvarez, O., Torres-Alavez, J. A., & Pavia, E. G. (2021). Analysis of cooling and heating degree days over Mexico in present and future climate. *Atmosphere, 12*(9), 1131.

De Rosa, M., Bianco, V., Scarpa, F., & Tagliafico, L. A. (2015). Historical trends and current state of heating and cooling degree days in Italy. *Energy conversion and management, 90*, 323-335.

Dombaycı, Ö. A. (2009). Degree-days maps of Turkey for various base temperatures. *Energy, 34*(11), 1807-1812.

Idchabani, R., Garoum, M., & Khaldoun, A. (2015). Analysis and mapping of the heating and cooling degree-days for Morocco at variable base temperatures. *International Journal of Ambient Energy, 36*(4), 190-198.

Indraganti, M., & Boussaa, D. (2017). A method to estimate the heating and cooling degree-days for different climatic zones of Saudi Arabia. *Building Services Engineering Research and Technology, 38*(3), 327-350.

Işık, E., İnallı, M., & Celik, E. (2019). ANN and ANFIS approaches to calculate the heating and cooling degree day values: The case of provinces in Turkey. *Arabian Journal for Science and Engineering, 44*, 7581-7597.

Jiang, F., Li, X., Wei, B., Hu, R., & Li, Z. (2009). Observed trends of heating and cooling degree-days in Xinjiang Province, China. *Theoretical and Applied Climatology, 97*, 349-360.

Livada, I., Pyrgou, A., Haddad, S., Sadeghi, M., & Santamouris, M. (2021). Recent climatic trends and analysis of monthly heating and cooling degree hours in Sydney. *Climate, 9*(7), 114.

OrtizBeviá, M., Sánchez-López, G., Alvarez-Garcìa, F., & RuizdeElvira, A. (2012). Evolution of heating and cooling degree-days in Spain: trends and interannual variability. *Global and Planetary Change, 92*, 236-247.

Ramon, D., Allacker, K., De Troyer, F., Wouters, H., & van Lipzig, N. P. (2020). Future heating and cooling degree days for Belgium under a high-end climate change scenario. *Energy and Buildings, 216*, 109935.

Sadeqi, A., Tabari, H., & Dinpashoh, Y. (2022). Spatio-temporal analysis of heating and cooling degree-days over Iran. *Stochastic Environmental Research and Risk Assessment*, 1-23.

Sensoy, S., Sağır, R., Eken, M., & Ulupınar, Y. (2007). TÜRKİYE UZUN YILLAR ISITMA ve SOĞUTMA GÜN DERECELERİ.

Seyedzadeh, S., Rahimian, F. P., Glesk, I., & Roper, M. (2018). Machine learning for estimation of building energy consumption and performance: a review. *Visualization in Engineering, 6*, 1-20.

Ukey, R., & Rai, A. C. (2021). Impact of global warming on heating and cooling degree days in major Indian cities. *Energy and Buildings, 244*, 111050.

Yildiz, M. E., Beyhan, F., & Uçar, M. K. (2021). Enerji Verimli Bina Tasarımı için Yapay Sinir Ağları ile Isıtma Soğutma Yükünün Belirlenmesi. *Academic Perspective Procedia, 4*(1), 91-100.

TÜRKIYE İÇİN YAPAY SİNİR AĞI ODAKLI GÜNEŞLENME SÜRESİ TAHMİNİ

Arda YENİÇUN*, Engin PINAR, Mehmet BİLGİLİ****
*Çukurova Üniversitesi, Karaisalı Meslek Yüksekokulu, Makina Bölümü,
01770 Karaisalı, ADANA, ayenicun@cu.edu.tr,
** Çukurova Üniversitesi, Ceyhan Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 01960 Ceyhan,
ADANA, epinar@cu.edu.tr, mbilgili@cu.edu.tr

Özet: Güneş enerjisi yenilenebilir enerji çalışmalarında kritik bir rol oynar ve güneşlenme süresi güneş enerjisi potansiyelinin değerlendirilmesinde önemli bir parametredir. Bu çalışma, Elman sinir ağını (ENN) kullanarak Türkiye'deki aylık ortalama güneşlenme süresini analiz etmeyi amaçlamaktadır. 72 ilden meteoroloji verileri kullanılmış olup, 65 il eğitim için, 7 il ise test için kullanılmıştır. Ek olarak, bölgesel farklılıkların kapsamlı bir şekilde anlaşılmasını sağlamak için uzun vadeli güneşlenme süresi haritaları oluşturulmuş ve modelin performansını değerlendirmek için istatistiksel analizler yapılmıştır. Çalışma, güneşlenme süresini doğru bir şekilde tahmin etmek için Elman sinir ağlarını kullanarak tahminlerin güvenilirliğine vurgu yapmıştır. Sonuçlar, bu yaklaşımın güneşlenme süresi eğilimlerini başarılı bir şekilde modelleyebileceğini, istatistiksel ölçümlerin doğruluğunu ve sağlamlığını doğrulayarak güneş enerjisi uygulamaları ve solar radyasyon hesaplamaları için değerli bilgiler sağladığını göstermektedir. Bu çalışmanın bulguları, güneşlenme süresi için güvenilir bir tahmin modeli sağlayarak güneş enerjisi planlama ve enerji verimliliği stratejilerinin optimize edilmesine yardımcı olabilir.
Anahtar Kelimler: Güneşlenme süresi, Tahmin, ENN

NEURAL NETWORK-DRIVEN SUNSHINE DURATION ESTIMATION FOR TURKEY

Abstract: Solar energy plays a critical role in renewable energy studies, with sunshine duration being a key parameter in evaluating solar energy potential. This study aims to analyse the monthly average sunshine duration in Turkey using Elman neural networks. Meteorological data from 72 provinces were utilized, with 65 provinces used for training and 7 for testing. Additionally, long-term sunshine duration maps were generated to provide a comprehensive understanding of regional variations, and statistical analyses were conducted to evaluate the performance of the model. The study employs Elman neural networks to predict sunshine duration accurately, ensuring the reliability of the estimations. The results indicate that this approach can successfully model sunshine duration trends, with statistical metrics confirming its accuracy and robustness, providing valuable insights for solar energy applications. The findings of this study can help optimize solar energy planning and energy efficiency strategies by providing a reliable predictive model for sunshine duration.
Keywords: Sunshine duration, Prediction, ENN

GİRİŞ

Güneş temel enerji kaynağımızdır ve güneşlenme süresini (SD) hesaplarken bilim insanları güneş ışınlarının farklı yüzeylerde nasıl davrandığını göz önünde bulundurur. Güneşlenme süresi, binaların mimari tasarımından güneş enerjisi sistemlerinin konum seçimine kadar birçok alanda önemli bir rol oynayan kritik bir değişkendir. Güneşlenme süresinin hassas bir şekilde ölçülmesi, enerji açısından verimli binalar ve güneş enerjisi üretim sistemleri geliştirilmesinde ve ısıtma-soğutma uygulamalarında hayati bir rol oynar, çünkü her iki uygulama da bu önemli iklim faktörü hakkında ayrıntılı bilgi gerektirir. Belirli bölgelerde güvenilir güneşlenme süresi verilerinin olmaması, bu temel atmosferik değişkeni belirlemek için güçlü tahmin modellerinin oluşturulmasını gerektirir. Bu tahminler, özellikle güneş enerjisi sistemlerinin fizibilitesini ve verimliliğini değerlendirmek için oldukça önemlidir.

Doğrudan güneş ışınımının 120 W/m²'lik bir eşiği aştığı toplam süre olarak tanımlanan (El-kenawy vd., 2022; Hinssen & Knap, 2007; Suehrcke, 2000), güneşlenme süresi birçok deneysel ve makine öğrenmesine dayalı güneş radyasyonu tahmin modeli (Badescu, 1999; Fan vd., 2019) ve iklim değişikliği çalışması (Matuszko & Węglarczyk, 2015) için önemli bir girdidir.

Birçok bilimsel, çevresel ve ekonomik alanda kullanılan global güneş radyasyonu ölçümleri genellikle aktinograf adı verilen cihazlarla yapılır. Ancak bu cihazlar,

sensörlerindeki ısıya duyarlı mekanik parçaların düzenli olarak kalibre edilmesi gerektiğinden, her zaman güvenilir sonuçlar veremez. Daha hassas ölçümler, kalibre edilmiş modern piranometrelerin oluşturduğu ağlarla yapılabilir; ne var ki, bu tür cihazlar oldukça pahalı olduğundan, pek çok ülkede bu yöntem uygulanamamaktadır. Buna karşılık, yapılan birçok araştırma, güneş radyasyonu ile güneşlenme süresi (SD) arasında güçlü bir ilişki olduğunu ortaya koymuştur (Hinssen & Knap, 2007; Suehrcke, 2000). Bu da, güneşlenme süresi hakkındaki bilgiye sahip olmak, bir bölgedeki güneş radyasyonu hakkında da bilgi sahibi olmak anlamına gelir ve bu durum tersi için de geçerlidir (Suehrcke vd., 2013). Dolayısıyla, güneşlenme süresine ilişkin uzun vadeli ve doğru gözlemler, iklim bilimi ve diğer birçok uygulama için son derece önemli ve vazgeçilmez hale gelmektedir. İklim değişikliklerinin tespit edilebilmesi için SD'nin hem uzun dönemli hem de kısa dönemli ölçümlere ihtiyaç duyulmaktadır (Sanchez-Lorenzo vd., 2008; You vd., 2010). Yalnızca iklim araştırmaları için değil; aynı zamanda tarım, hidroloji, insan sağlığı ve turizm gibi birçok alandaki çalışmalarda da yaygın olarak kullanılmaktadır(Ahn vd., 2021; Akgün vd., 2021; Brown, 2013; Hu vd., 2021).

SD ölçümü geleneksel olarak Campbell-Stokes güneşlenme kaydedicisi ve modern otomatik sensörler gibi cihazlarla da yapılmıştır, ancak veri homojenliği ve ölçüm doğruluğu ile ilgili sorunlar hala mevcuttur (Almorox vd., 2020; Matuszko, 2015; Valík vd., 2019). Ångström-Prescott denklemi, diğer ampirik modellerle birlikte bulut örtüsü ve meteorolojik verilerin ölçümleri yoluyla SD'yi hesaplamaya yarar. (Jones & Henderson-Sellers, 1992; Matuszko, 2012). Bu modellerin çeşitli iklimlere uygulanamaması, ölçüm istasyonu kısıtlamaları ve doğru sistemler için finansman maliyetleri, araştırmacıları SD tahmini için matematiksel ve sayısal modellere yöneltmiştir (Kaba vd., 2017). Güneşlenme süresinin doğru bir şekilde tahmin edilmesi, yüksek kaliteli meteorolojik verilerin ölçülmesinin zor olduğu veya bulunmadığı bölgeler için özellikle önemlidir.

Literatürde, güneşlenme süresi tahmini üzerine pek çok çalışma rapor edilmiştir. (Essa & Etman, 2004; Rangarajan vd., 1984) gibi araştırmacılar bulut örtüsü verilerini kullanarak tahminler yapmış; (El-Metwally, 2005) ise bulutluluk oranı ve sıcaklık verilerine dayalı doğrusal olmayan modeller önermiştir. Sonuçları genellikle RMSE, MAE ve R gibi istatistiksel metrikleri ile açıklamışlardır. Coğrafi faktörlerin etkisini inceleyen (Matzarakis & Katsoulis, 2006) arazi örtüsü, kıyıdan uzaklık, rakım, enlem ve boylam gibi parametreleri kullanarak Yunanistan'daki güneşlenme süresinin mekansal ve zamansal dağılımını tahmin etmiştir.

Son yıllarda, yapay zeka ve makine öğrenme teknikleri, özellikle yapay sinir ağları, meteorolojik değişkenler arasındaki karmaşık, doğrusal olmayan ilişkileri ele alma yetenekleri nedeniyle popülerlik kazanmıştır(Bilgili, 2010; George, 2001). Çalışmalar, YSA'ların büyük veri kümelerindeki temel kalıpları etkili bir şekilde yakalayarak meteorolojik verileri özellikle de güneş radyasyonu tahmininde geleneksel ampirik yaklaşımlardan daha iyi performans gösterebileceğini göstermiştir. Genetik algoritmalar ve sürü zekası yöntemleri gibi optimizasyon algoritmalarını entegre eden hibrit makine öğrenme modelleri, tahmin doğruluğunu daha da artırmıştır (Bouchouicha vd., 2021; Hassan vd., 2021; Mirbolouki vd., 2022).

Güneşlenme süresini tahmin etme çalışmalarında, makine öğrenimi yöntemlerinin kullanılması literatürde önemli bir yer tutmaktadır. Bu alandaki öncü araştırmalardan biri, (Mohandes & Rehman, 2013) yılında Suudi Arabistan'da gerçekleştirdiği çalışmadır. Bu araştırmada, Parçacık Sürü Optimizasyonu ve Destek Vektör Makineleri gibi algoritmalar kullanılarak, maksimum potansiyel güneşlenme süresi, dünya dışı güneş radyasyonu, enlem, boylam, rakım ve ay numarası gibi çeşitli meteorolojik parametreler üzerinden güneşlenme süresi tahminleri yapılmıştır. (Rahimikhoob, 2014) İran'da yapay sinir ağlarının güneşlenme süresi değerlendirmesindeki potansiyelini, özellikle hava sıcaklığı ve nem verilerini kullanarak incelemiştir. Türkiye özelinde yapılan çalışmalara bakıldığında, Kandirmaz vd. (2014) bulut örtüsü gibi iklimsel bir değişkenle birlikte gün uzunluğu ve ay gibi coğrafi verileri kullanarak küresel güneşlenme süresinin aylık ortalama değerlerini tahmin etmek için YSA tabanlı bir yaklaşım sunmuşlardır. Yine Türkiye'de, Kaba et al. (2017) 14 farklı istasyon için günlük güneşlenme süresi tahmininde doğrusal, polinom ve radyal tabanlı fonksiyon çekirdekli SVM modellerini ve meteorolojik verileri başarıyla uygulamış, RBF modeline sahip SVM'nin günlük güneşlenme süresi tahmini için oldukça uygun olduğu sonucuna varmışlardır. Yakın zamanda Kaba vd. (2024) Türkiye için aylık ortalama güneşlenme süresini tahmin etmek amacıyla çok katmanlı algılayıcı tipi bir yapay sinir ağı modeli geliştirmiştir. Bu model, bulutluluk oranı ve bulut tipi verileri, MTED2010 dijital yükseklik modeli verileri, aylım zaman periyodu ve gün uzunluğu gibi çeşitli uydu tabanlı ve coğrafi parametreleri girdi olarak kullanmıştır ve aylık güneşlenme süresi tahmininde yüksek doğruluk (örneğin R^2 değeri 0.9387) elde edilebileceğini göstermiştir. Bu çalışmalar, güneşlenme süresi tahmininde yapay zeka ve makine öğrenimi tekniklerinin etkinliğini ve uygulanabilirliğini farklı coğrafyalarda ve veri setlerinde ortaya koymaktadır.

Türkiye, güneş enerjisi kullanımını ve tarım potansiyelini en üst düzeye çıkarmak için çeşitli iklim bölgeleri nedeniyle kapsamlı bir güneşlenme süresi desen bilgisine ihtiyaç duymaktadır (Kandirmaz et al., 2014). Türkiye'nin stratejik konumu, onu güneş enerjisi yatırımları için uygun hale getirirken, sistem verimliliği kesin güneşlenme süresi verilerine bağlıdır. Bazı güneşlenme süresi verileri mevcut olsa da özellikle topografya ve bulut örtüsü gibi faktörlerden etkilenen mekânsal değişkenlik göz önünde bulundurulduğunda, ülke için daha ayrıntılı ve kolayca erişilebilir bir veri tabanı oluşturulması gerekmektedir.

Önceki çalışmalar ışığında, araştırma enlem, boylam, yükseklik ve periyodiklik gibi coğrafi faktörler aracılığıyla bir güneşlenme süresi tahmin modeli oluşturmayı amaçlamaktadır. Bu model, yalnızca coğrafi veriler kullanılarak, ampirik ölçümler kullanılmadan herhangi bir konumdaki güneşlenme süresi verilerinin tahmin edilmesine olanak tanıyacaktır. Ek olarak, birincil amaç, iklim verilerini kullanmadan, Türkiye'de aylık ortalama güneşlenme süresini tahmin etmek için bir

yapay zekâ yaklaşımı olarak yapay sinir ağlarının doğruluğunu değerlendirmektir. Son olarak, Ters Mesafe Ağırlıklı mekânsal enterpolasyon tekniği ve birden fazla bölgeden gelen veriler kullanılarak ulusal ölçekte aylık güneşlenme süresi haritaları oluşturmaktır.

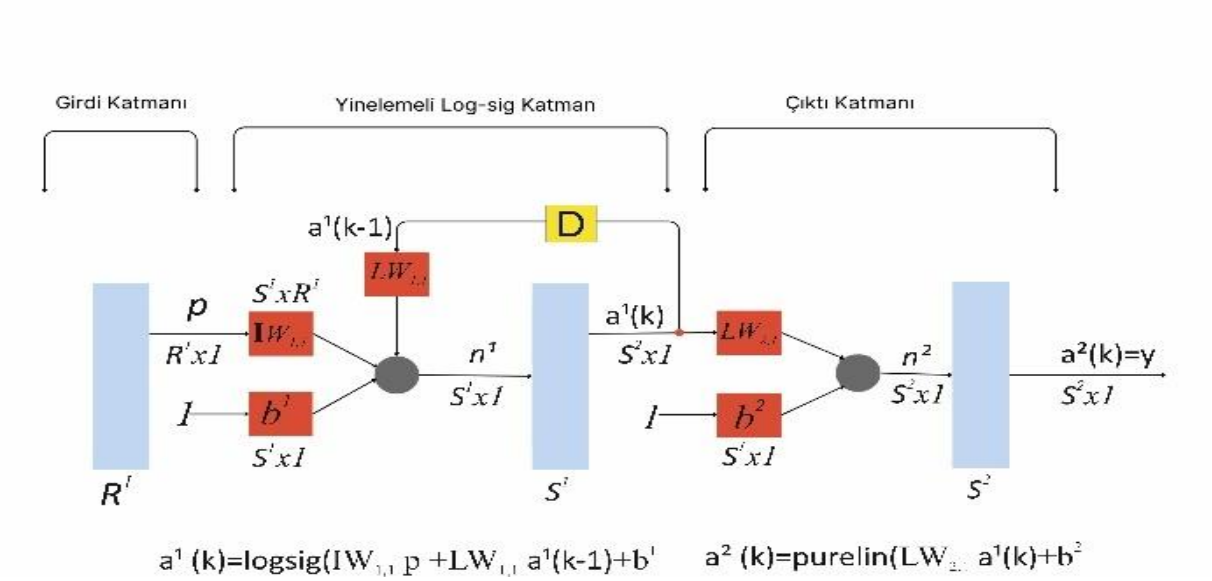
MATERYAL ve METOT

Çalışma Alanı ve Veriler

Bu çalışmada kullanılan veriler, Meteoroloji İşleri Genel Müdürlüğü tarafından Türkiye genelindeki 72 meteoroloji gözlem noktasında toplanan aylık ortalama güneşlenme süresi (SD) ölçümlerinden elde edilmiştir. Meteoroloji istasyonları 2000-2024 yılları arasında 25 yıl boyunca gözlem verileri toplamıştır. Veri seti, her istasyonun enlem, boylam ve yüksekliği dahil olmak üzere konumuyla ilgili bilgileri içerir. Ayrıca, veriler her ölçümün ne zaman yapıldığını gösteren aylara göre zaman damgalıdır. Güneşlenme süresi veri seti, yapay zeka eğitimi ilkelerine dayalı olarak eğitim ve test veri setleri olmak üzere iki alt gruba ayrılmıştır. Test süreci için, Türkiye'nin yedi coğrafi bölgesinin her birini temsil eden bir il olmak üzere toplam yedi il seçilmiştir. İstasyonlar: Bursa, Denizli, Ankara, Mersin Samsun, Mardin ve Kars. Eğitim süreci 65 ölçüm istasyonunu kapsamıştır. Türkiye, resmi idari statüye sahip 81 ilden oluşmaktadır. Ancak, gerekli yıllara ait verilere ulaşılamadığı için dokuz il analizden çıkarılmıştır. Verilerin 25 yıllık bir süre boyunca tutarlı bir şekilde kaydedildiği diğer illerin aksine, bu dokuz ilde yalnızca 3 ila 5 yılı kapsayan ölçümler bulunmaktadır. Sonuçların bütünlüğünü korumak için bu iller çalışmadan çıkarılmıştır. Tablo 1, enlem, boylam ve yükseklik dahil olmak üzere tüm istasyonlar için coğrafi bilgilerin bir özetini sunmaktadır. İstasyonlar 36.20 ° ila 42.03 ° kuzey enlemlerinde ve 26.40 ° ila 44.05 ° doğu boylamlarında yer almakta olup, yükseklikler deniz seviyesinden 3 m ila 1860 m arasında değişmektedir.

Elman Sinir Ağı (ENN)

Elman Sinir Ağı (ENN), 1990 yılında bellek bileşenlerinin dahil edilmesiyle ardışık verileri verimli bir şekilde işlemek için geliştirilmiştir. ENN'ler bir giriş katmanı, bir gizli katman, bir çıktı katmanı ve önceki zaman adımlarından veri tutan birimlerden oluşan bir bağlam katmanından oluşur. Giriş katmanı, giriş verilerini alan birimlerden oluşurken, gizli katman giriş katmanından gelen bilgileri işler ve bağlam birimlerine geri bildirim sağlar. Bağlam birimleri, işlenmiş verileri gizli katmandan bir sonraki zaman adımında kullanılmak üzere depolar ve sabit ağırlıklarla gizli katman birimlerine bağlanırlar. Çıktı katmanı, Şekil 1'de gösterildiği gibi son işlenmiş bilgileri sunar.



Şekil 1 İki katmanlı Elman sinir ağının yapısı, giriş ve log-sig katmanında kullanılan fonksiyonlar.

Keskin bir hafızaya sahip olmak, özellikle tarihsel bilginin incelenmesine yönelik devam eden araştırmalar göz önünde bulundurulduğunda, kronolojik materyali etkin bir şekilde anlamak için çok önemlidir. Elman ağı, tekrarlayan bağlantısı sayesinde dinamik desenleri tanımlama ve üretme yeteneğine sahiptir. Ek olarak, gizli ve çıktı katmanları sırasıyla logsig (logaritmik sigmoid transfer fonksiyonu) ve purelin (doğrusal transfer fonksiyonu) nöronlarını kullanır. Bu kombinasyon, ağın herhangi bir fonksiyonu yeterli doğrulukla yaklaşık olarak tahmin etmesini sağlar. İki katmanlı ağlar tarafından kullanılan transfer fonksiyonları, herhangi bir fonksiyonun doğru bir şekilde tahmin edilmesini sağlayarak bu yaklaşımı alternatif yöntemlerden ayırır. Ancak, gizli katmanların sayısı yeterli sayıda nörona sahip olmalıdır. Fonksiyonun karmaşıklığı arttıkça, daha fazla gizli nöron kullanılmalıdır. ENN, başlangıç katmanında tekrarlayan bir bağlantının bulunması nedeniyle sıradan iki katmanlı ağlardan ayrılır. Bu bağlantıdaki gecikme nedeniyle, zaman çizelgesindeki

önceki adımdan gelen bilgilere halihazırda geçerli zaman adımında erişilebilir. Bu nedenle, iki ENN'ye eşdeğer ağırlıklar ve önyargılarla tam olarak aynı girdiler verilip verilmediğine bakılmaksızın, farklı geri bildirim koşulları aldıkları için çıktıları farklı olabilir. MathWorks (2020) tarafından belirtildiği gibi, ağ, daha sonraki kullanım için verileri depolamak amacıyla zamansal ve coğrafi desenler hakkında bilgi edinebilir.

İstatistiksel Parametreler

Tahmini bir modelin etkinliğini kapsamlı bir şekilde değerlendirmek için, eksiksiz bir değerlendirme elde etmek üzere çeşitli ölçütler kullanmak çok önemlidir. Ortalama Mutlak Hata (MAE), Kök Ortalama Kare Hata (RMSE) ve R-kare (R2), bu bağlamda yaygın olarak kullanılan üç ölçüttür.

Tablo 1 Tüm istasyonların enlem, boylam ve rakımını içeren coğrafi verilerin derlemesi. (* test istasyonları)

Ölçüm İstasyonu	Enlem (°)	Boylam (°)	Rakım (m)	Ölçüm İstasyonu	Enlem (°)	Boylam (°)	Rakım (m)
ADANA	444,0492	424,1316	276	KAYSERİ	464,244	426	13128
ADIYAMAN	453,0636	459,33	8064	KIRIKKALE	478,1196	402,2172	9012
AFYON	464,856	366,7248	12408	KIRKLARELİ	500,8584	326,6136	2784
AĞRI	476,7036	516,6264	19752	KIRŞEHİR	469,9668	409,8732	12084
AKSARAY	460,446	407,9844	11640	KİLİS	440,502	445,3476	7680
AMASYA	488,0016	430,0236	4908	KOCAELİ	489,1956	359,0076	888
ANTAKYA	434,4576	433,8156	1248	KONYA	460,4256	377,1564	12024
ANTALYA	442,6212	368,1936	564	KÜTAHYA	473,0052	359,8692	11628
ARDAHAN	493,2732	512,466	21924	MALATYA	460,0404	458,6076	11400
ARTVİN	494,1024	501,8244	7356	MANİSA	463,3836	328,8588	852
AYDIN	454,0824	334,0548	672	MUĞLA	446,514	340,4016	7752
BALIKESİR	475,5912	335,0412	1224	MUŞ	465,0108	498,0276	15864
BARTIN	499,4976	388,2828	396	NEVŞEHİR	463,3956	416,43	15120
BATMAN	454,3632	493,8744	7320	NİĞDE	455,5044	416,154	14532
BİLECİK	481,6968	359,7264	6468	ORDU	491,8056	454,6296	60
BİNGÖL	466,6164	486,0084	13668	RİZE	492,48	486,0156	36
BOLU	488,7948	379,2264	8916	SAKARYA	489,2112	364,7208	360
BURDUR	452,664	363,528	11484	SİİRT	455,1828	503,2248	10740
ÇANAKKALE	481,692	316,7916	72	SİNOP	504,3588	421,854	384
ÇANKIRI	488,2584	403,3224	9060	SİVAS	476,9244	444,024	15528
ÇORUM	486,5532	419,2344	9312	ŞANLIURFA	445,9296	465,4356	6600
DİYARBAKIR	454,7676	482,4324	8088	TEKİRDAĞ	491,502	329,958	48
DÜZCE	490,1244	373,7856	1752	TOKAT	483,9744	438,6924	7332
EDİRNE	500,1204	3186096	612	TUNCELİ	469,2696	474,4896	11772
ELAZIĞ	463,7316	471,0732	11868	VAN	461,6316	520,152	20100
ERZİNCAN	477,0276	473,8416	14592	YALOVA	487,9068	351,3552	48
ERZURUM	478,8696	495,0528	22320	YOZGAT	477,8916	417,7908	15612
GAZİANTEP	444,702	448,212	10248	ZONGULDAK	497,390904	381,335004	1620
GÜMÜŞHANE	485,5176	473,5836	14592	ANKARA*	479,6724	394,3644	10692
HAKKARİ	450,894	524,8656	20724	BURSA*	482,7696	348,1596	1200
IĞDIR	479,0724	528,6276	10272	DENİZLİ*	453,144	349,1052	5100
ISPARTA	453,4176	366,8148	11964	KARS*	487,2504	517,2876	21324
İSTANBUL	490,9356	349,8696	216	MARDİN*	447,7236	488,7408	12480
İZMİR	460,7388	324,9828	348	MERSİN*	441,3696	415,2372	84
MARAŞ	450,912	442,98	6864	SAMSUN *	496,130004	435,076668	48
KARAMAN	446,3184	398,6424	12216				

KASTAMONU	496,452	405,3072	9600				

Her ölçüt, modelin doğruluğu ve güvenilirliği hakkında farklı bakış açıları ve modelin performansına ilişkin içgörüler sunar. Modellerin ölçülen ürün parametresini ne kadar iyi tahmin ettiğini değerlendirmek için, bu çalışma bu üç istatistiksel hata ölçüsünü kullanır. Üç parametrenin her biri, MAE, RMSE ve R2, aşağıdaki gibi ifade edilir:

$$MAE = \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N} \left| p_{\,tahmin,i} - p_{\text{ölçülen},i} \right| \quad (1)$$

$$RMSE = \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N} \sqrt{\left(p_{tahmin,i} - p_{\text{ölçülen},i}\right)^2} \quad (2)$$

$$R^2 = \left(\frac{\sum_{i=1}^{n} \left(\left(p_{t,i} - \bar{p}_t\right) \left(p_{\text{ö},i} - \bar{p}_{\text{ö}}\right) \right)}{\sqrt{\sum_{i=1}^{n} \left(p_{t,i} - \bar{p}_t\right)^2 \cdot \sum_{i=1}^{n} \left(p_{\text{ö},i} - \bar{p}_{\text{ö}}\right)^2}} \right)^2 \quad (3)$$

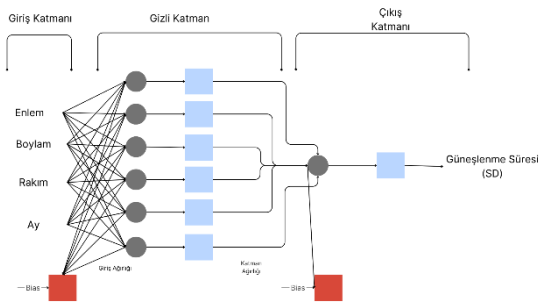
Verilen denklemde, tahmin modelinin performansını değerlendirmek için belirleme katsayısı (R^2), Ortalama Mutlak Hata (MAE) ve Ortalama Karesel Hata (RMSE) aşağıdaki formül kullanılarak hesaplanmıştır. Burada, $p_{tahmin,i}$ and $p_{\text{ölçülen},i}$, sırasıyla i örneği için tahmin edilen ve ölçülen değerleri temsil ederken, $\bar{p}_{tahmin}$ and $\bar{p}_{\text{ölçülen}}$, bunların karşılık gelen aritmetik ortalamalarını belirtir. Değişken n, değerlendirmede kullanılan toplam veri noktası sayısını ifade eder.

Ters Mesafe Ağırlıklı (IDW) Enterpolasyon Yöntemi

Bu çalışmada, Ters Mesafe Ağırlıklı enterpolasyon (IDW) yöntemi, üç farklı derinlikte ayrıntılı güneşlenme süresi haritaları oluşturmak için uygulandı: IDW, bilinen noktaların ağırlıklı ortalama hesaplamaları yoluyla bilinmeyen değerleri tahmin eden en yaygın deterministik enterpolasyon teknikleri arasındadır. Kong and Tong (2008), bilinmeyen bir değerin, mekansal olarak daha yakın olan bilinen değerlerden daha fazla etkilendiğini varsayarlar. Bilinmeyen bir noktadan uzaklık arttıkça etki veya ağırlık azalır. Her bilinen noktanın ağırlıkları, bilinen nokta ile tahmin edilecek konum arasındaki mesafeyle ters orantılıdır. (Setianto & Triandini, 2013) Bu, IDW'yi özellikle mekansal oto korelasyonun geçerli olduğu durumlarda (yani, birbirine daha yakın olan noktaların daha benzer olduğu durumlarda) kullanışlı hale getirirken, sınırlamalarını da dikkate almak önemlidir. Watson (1985), IDW'nin değerli bilgiler sağlayabilmesine rağmen, bilinen noktaların seçimine dikkat edilmesi gerektiğini, çünkü yanlış seçimlerin doğru olmayan tahminlere yol açabileceğini vurgulamıştır. IDW, veri dağılımının veya altta yatan fiziksel süreçlerin anlaşılmadığı sürekli bir yüzeydeki nokta verilerini enterpole etmedeki kolaylığı ve hesaplama verimliliği nedeniyle seçildi (Li & Heap, 2008). IDW yöntemi kullanılarak SD haritalarının sürekliliği üretildi. Bu haritalar, her derinlikteki sıcaklık dağılımının mekansal bir tasvirini sunar.

BULGULAR ve TARTIŞMA

Güneşlenme süresi (SD) ölçümleri coğrafi bölgeye bağlı olarak değişiklik gösterir. İstasyonları enlem, boylam ve rakım kullanarak üç boyutlu bir alanda temsil ederek, tahmin modelleri modelleme sürecine periyodik bileşenleri dahil ederek uzun vadeli aylık güneşlenme süresi modellerini analiz edebilir. Bu çalışmada, ENN modeli güneşlenme süresi verileri kullanılarak eğitildi, doğrulandı ve analiz edildi. Giriş özellikleri, Şekil 2 'de gösterildiği gibi yılın ayının periyodikliği ile enlem, boylam ve rakım gibi coğrafi özellikleri içeriyordu. Eğitim yöntemi olarak Levenberg-Marquardt (LM) algoritması seçildi. Deneme yanılma süreciyle, model performansını artırmak için en etkili transfer fonksiyonları ve optimum gizli katman sayısı belirlendi. Çıkış katmanı doğrusal bir transfer fonksiyonu (purelin) kullanırken, gizli katman lojistik sigmoid fonksiyonu (logsig) kullanılarak değerlendirildi.



Şekil 2 Geliştirilen ENN yapısı.

Bu çalışmada kullanılan veri seti, 72 ölçüm istasyonundan toplanan 864 veri noktasından oluşmaktadır. Modelleri geliştirmek ve değerlendirmek için veri setinin yaklaşık %90'ı eğitim için ayrılmıştır. Geriye kalan %10'luk kısım, yani 7 istasyon, Türkiye'nin her coğrafi bölgesinden seçilmiştir. Tahminlerin doğruluğu, eğitim ve test dönemlerinde gözlenen ortalama güneşlenme sürelerinin karşılaştırılmasıyla değerlendirilmiştir. Değerlendirme, Kök Ortalama Kare Hata (RMSE), Ortalama Mutlak Hata (MAE) ve Belirleme Katsayısı (R^2) gibi istatistiksel metrikleri içermiştir.

MAE yaklaşımı, ortalama tahmin hatalarının hesaplanması yoluyla model-veri uyumunun doğrudan değerlendirilmesini sağlar. Bir modelin performans kalitesi, daha düşük MAE değerleri ürettiğinde artar. Bu metriğin temel faydası, sürekli değişkenlerin

hassasiyetini etkili bir şekilde değerlendirme yeteneğinde yatmaktadır. RMSE, tahmin edilen ve gerçek veri noktaları arasındaki uyumsuzluk derecesini niceliksel olarak belirler. Bir modelin performans seviyesi, RMSE değeri azaldığında artar. RMSE ve MAE arasındaki karşılaştırma, RMSE'in her zaman MAE değerlerini aştığını veya onlara eşit olduğunu gösterir, bu nedenle veri kümelerinde tam hata varyasyonu değerlendirmesi için ikili metrik değerlendirmesi gerekir.

Araştırmacılar, modelin açıkladığı bağımlı değişken varyansının oranını ölçerek veri optimizasyonunda model performansını değerlendirmek için bir araç olarak R^2'yi kullanırlar. R^2 değeri 0'dan 1'e kadar uzanır ve modelin açıkladığı gözlenen değişkenlik derecesini gösterir. R^2 1'e eşit olduğunda mükemmel bir temsil oluşur ancak R^2 0'a eşit olduğunda modelin açıklayıcı gücü yoktur. Bir modelin etkinliği, R^2 değerleri yükseldiğinde artar.

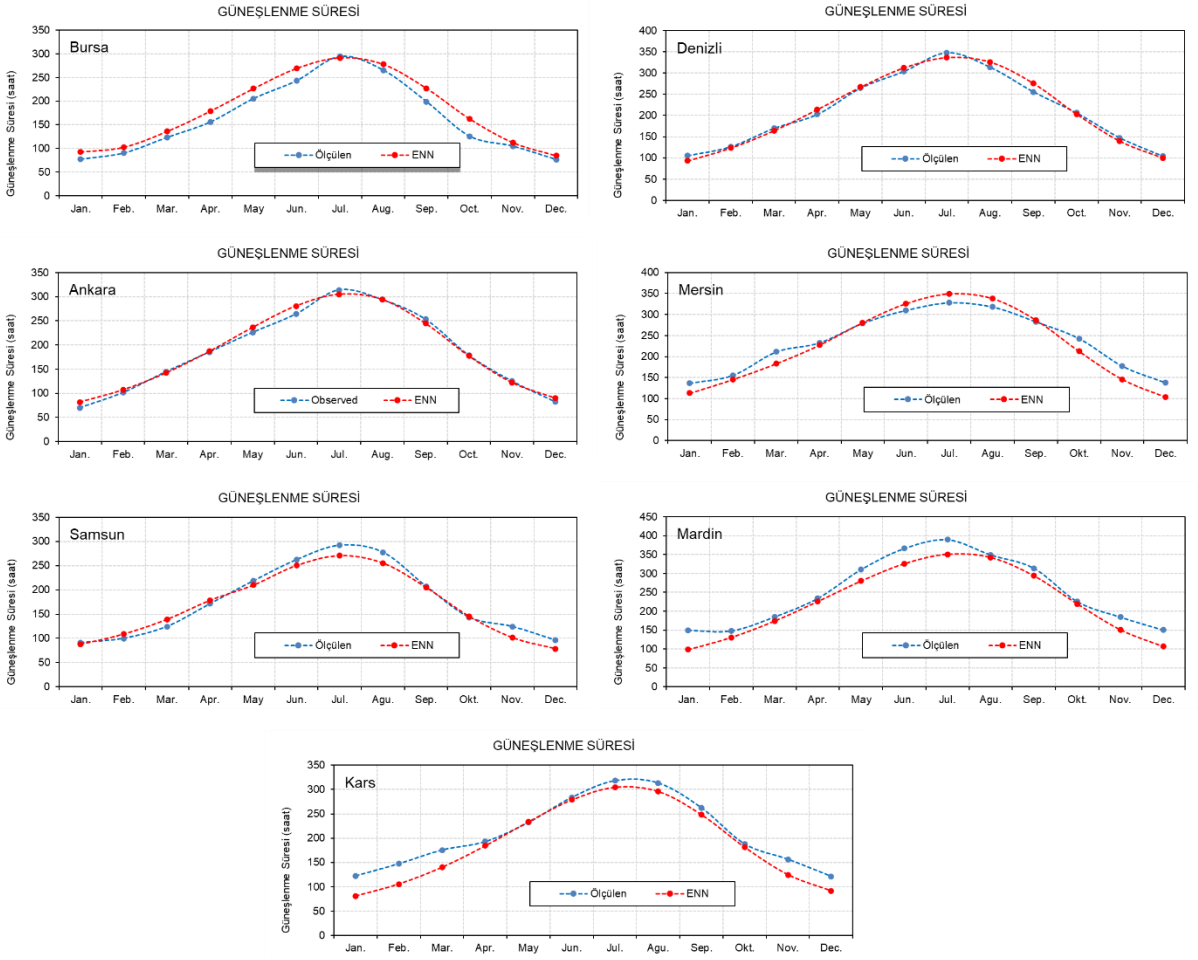
Yapay zekâ modellerindeki nöron sayısı, modelin ne kadar iyi öğrendiğini ne kadar iyi genelleme yaptığını ve ne kadar hesaplama gücü gerektirdiğini kontrol eder. Daha fazla nöron, modelin daha karmaşık desenleri öğrenmesini sağlar, ancak aşırı nöron, modelin eğitim verilerine çok fazla uyarlanmasıyla sonuçlanan aşırı uyumla sonuçlanır. Tersine, yetersiz sayıda nöron, modelin verilerdeki desenleri etkili bir şekilde yakalamasını önleyen yetersiz uyumla sonuçlanabilir. Bu nedenle hem eğitim hem de test aşamalarında dengeli bir performans elde etmek için optimum nöron sayısını belirlemek çok önemlidir. Ek olarak, nöron sayısı hesaplama süresini ve aktivasyon fonksiyonlarının etkinliğini etkiler ve doğruluk ile verimlilik arasında bir denge gerektirir. Tablo 2, çalışmanın 4 ila 10 arasında değişen nöron sayılarına göre sonuçları nasıl değerlendirdiğini ve sunduğunu göstermektedir. Tablo 2 tüm değerler genel olarak analiz sırasında iyi bir performansı gösterse de belirli bir nöron sayısı diğerlerine kıyasla öne çıkmıştır. Tabloda, en iyi performansı gösteren nöronlar yıldız işaretiyle (*) işaretlenmiştir. Nöron seçimi, daha düşük MAE ve RMSE değerleri ile daha yüksek bir R^2 değeri elde etmeye odaklanarak model doğruluğu, genel hata oranı ve hesaplama verimliliği gibi faktörler tarafından belirlendi. Dört (4) nöronlu model, test sırasında en düşük MAE (15,610 saat) ve RMSE'ye (19,7718 saat) sahip olarak en iyi doğruluk dengesini elde etmiştir ve 0.9475'lik yüksek bir R^2 değeri elde edilmiştir. Nöron sayısı 6'nın üzerine çıktıkça, özellikle daha yüksek hata değerleri ve daha düşük R^2 puanları gösteren 7 ve 8 nöronlu modeller için performans önemli ölçüde bozulduğu gözlenmiştir.

Tablo 2 SD tahmini için ENN tekniklerinin performans parametresi çıktısı

Gizli katman nöron sayısı		Eğitim Süreci			Test Süreci		
		MAE (s)	RMSE (s)	R^2	MAE (s)	RMSE (s)	R^2
ENN	4*	17,5753	23,4111	0,925	15,6010	19,7718	0,9475
	5	18,3576	24,0296	0,921	17,8284	22,0876	0,9338
	6	17,7185	23,5908	0,9237	15,8505	20,2058	0,9452
	7	33,1033	43,8307	0,7366	27,8239	36,2100	0,807
	8	33,1738	45,1664	0,7208	31,8562	45,2087	0,6981
	9	17,6684	23,5475	0,924	15,2532	19,5544	0,9491
	10	17,6850	23,5993	0,9238	15,8974	20,2649	0,9453

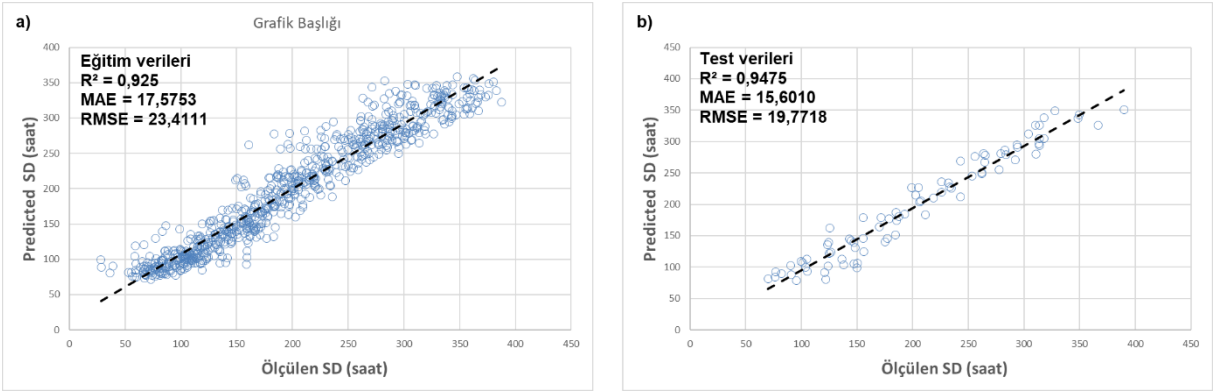
Şekil 3, Türkiye'deki yedi farklı şehir için ölçülen ve tahmin edilen güneşlenme süresini (SD) göstermektedir: Bursa, Denizli, Ankara, Mersin, Samsun, Mardin ve Kars. X ekseni yılın aylarını temsil ederken, y ekseni toplam güneşlenme süresini saat olarak göstermektedir. Ölçülen değerler mavi kesikli çizgilerle temsil edilirken, tahmin edilen değerler kırmızı kesikli çizgilerle gösterilmiştir. Sonuçlar, tüm şehirlerde güneşlenme süresinde belirgin bir mevsimsel örüntü olduğunu göstermektedir; en yüksek değerler haziran ve temmuz aylarında, en düşük değerler ise aralık ve ocak aylarında gözlemlenmiştir. Tahmin edilen değerler ölçülen verileri yakından takip ederek uygulanan modelin yüksek doğruluğunu göstermektedir. Özellikle, Ankara ve Samsun gibi şehirler ölçülen ve tahmin edilen değerler arasında neredeyse hatasız bir uyum sergilerken, Mersin ve Mardin'de özellikle modelin güneşlenme süresini biraz eksik hesapladığı yaz aylarında küçük sapmalar gözlemlenmektedir. Kars'ta model, yılın ilk aylarında güneşlenme süresini küçükte olsa hatalı bulma

eğilimindedir. Bu küçük tutarsızlıklara rağmen model genel eğilimi etkili bir şekilde yansıtıyor ve bu da onu güneş enerjisi değerlendirmesi ve iklim analizi için güvenilir bir araç haline getiriyor.



Şekil 3 Yedi seçilmiş il için test aşaması sırasında aylık gözlemlenen ve tahmin edilen güneşlenme süresinin karşılaştırılması

Dağılım grafikleri, hataları belirlemeye, aykırı değerleri tespit etmeye ve en güvenilir yöntemi belirlemek için farklı tahmin yaklaşımlarını karşılaştırmaya yardımcı oldukları için model değerlendirmesi için önemlidir. Şekil 4'te görülen dağılım grafikleri, modelin performansını görsel olarak değerlendirmek için ölçülen ve tahmin edilen güneşlenme süresini (SD) karşılaştırır. X ekseni ölçülen değerleri, y ekseni ENN modelinin tahmin ettiği değerleri ve kesikli siyah çizgi mükemmel tahminlerin bulunabileceği ideal 1:1 korelasyonunu gösterir. Hem test hem de eğitim süreçleri için grafikler ayrıca güçlü bir pozitif korelasyon gösterir ve modelin etkinliğini doğrular; ancak eğitim grafiği daha fazla dağılım gösterir ve bu da belirli durumlarda daha büyük tahmin hatalarını gösterirken, test grafiği daha sıkı bir uyum gösterir ve bu da gelişmiş doğruluğu gösterir.



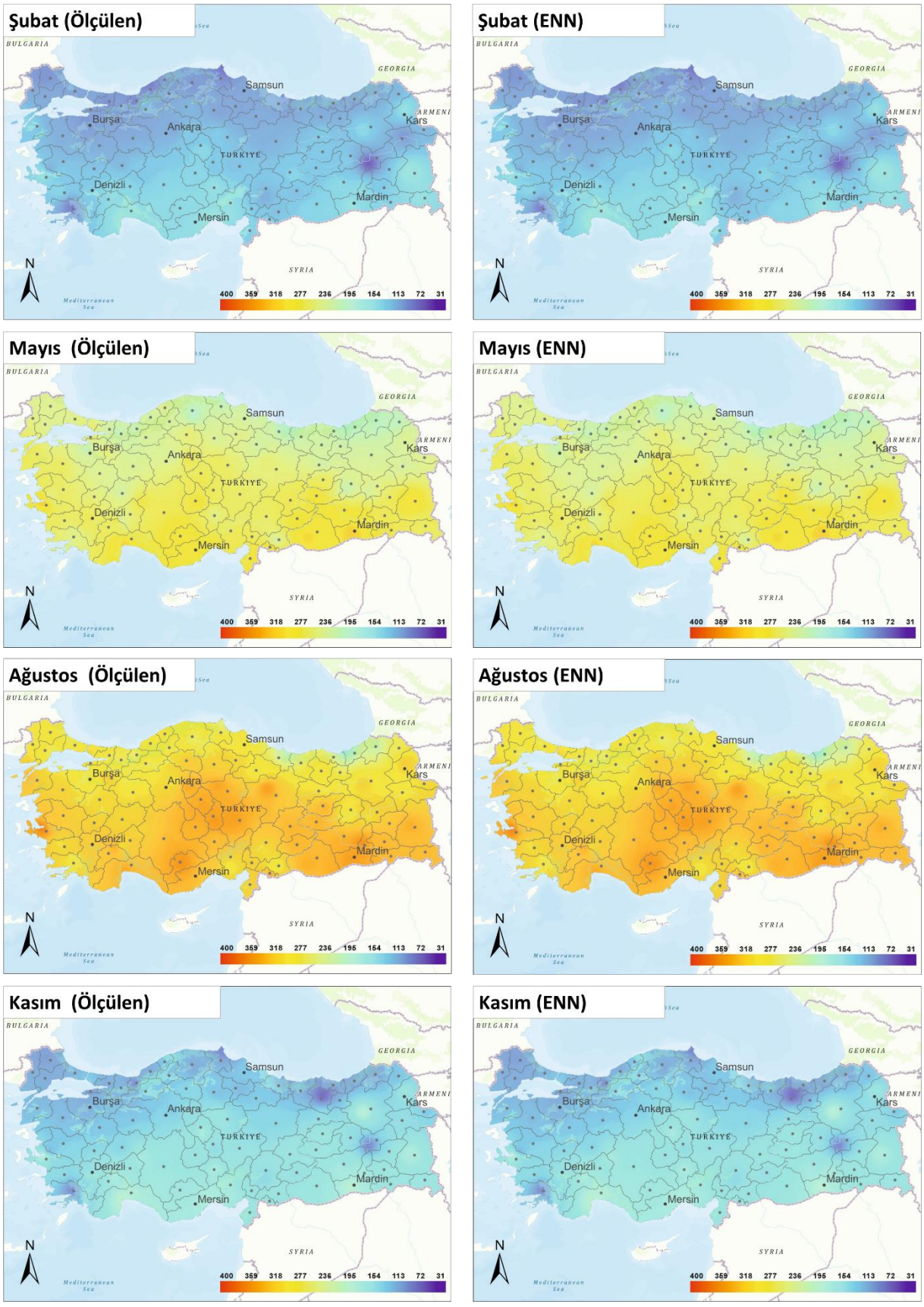
Şekil 4 Gözlemlenen ve tahmin edilen verileri karşılaştıran aylık güneşlenme süresi değerlerinin regresyon grafiği.

Türkiye genelinde dört farklı ay (Şubat, Mayıs, Ağustos ve Kasım) için ölçülen ve ENN tarafından tahmin edilen değerleri karşılaştıran haritalar Şekil 5'te sunulmaktadır. Sol sütun gözlenen (ölçülen) değerleri temsil ederken, sağ sütun ENN tarafından üretilen tahminleri göstermektedir. Haritaların görsel analizi, ölçülen ve ENN tarafından tahmin edilen değerler arasında güçlü bir uyum olduğunu göstermektedir. Mevsimsel değişimler açıkça görülebilmektedir; kış aylarında (şubat ve kasım) daha düşük değerler ve yaz aylarında (mayıs ve ağustos) daha yüksek değerler gözlemlenmektedir.

Daha soğuk iklimleriyle bilinen kuzey ve doğu bölgeleri, Şubat ve Kasım aylarında daha düşük değerler göstermektedir. ENN modeli bu mekânsal örüntüleri başarılı bir şekilde çoğaltmaktadır; ancak yerel alanlarda küçük sapmalar gözlemlenebilir.

mayıs ve ağustos aylarında ölçülen değerler ülke genelinde kademeli bir artış göstermektedir ve en yüksek değerler güneydoğu bölgelerinde yoğunlaşmıştır. ENN modeli, gözlemlenen verilerle tutarlılığını koruyarak bu eğilimi etkili bir şekilde yansıtmaktadır. Ancak, modelin karmaşık coğrafi ve meteorolojik değişimlere duyarlılığı nedeniyle belirli bölgelerde hafif tutarsızlıklar görülebilir.

ENN tabanlı tahminler, ölçülen değerlere yüksek derecede benzerlik göstermektedir ve bu da modelin mekânsal ve zamansal değişimleri tahmin etmedeki etkinliğini desteklemektedir. Gözlemlenen küçük farklar, yerel mikro iklimsel etkilerden veya modelin daha ince ölçekli değişimleri yakalamadaki sınırlamalarından kaynaklanıyor olabilir.



Şekil 5 Şubat, Mayıs, Ağustos ve Kasım aylarına ait aylık güneşlenme sürelerinin interpole edilmiş haritaları

SONUÇLAR

Araştırma, coğrafi parametreler (enlem, boylam ve yükseklik) ve aylık periyotlar kullanarak Türkiye'deki aylık ortalama güneşlenme süresini tahmin etmek için bir Elman Sinir Ağı (ENN) modeli kurdu. Çalışma, RMSE, MAE ve R^2 performans ölçümleri aracılığıyla güneşlenme süresini tahmin etme yeteneğini gösteren modeli eğitmek ve doğrulamak için 72 meteoroloji istasyonu kullandı. Optimum nöron yapılandırması (4 nöron), diğer yapılandırmalarla karşılaştırıldığında daha düşük MAE ve RMSE değerleri ile daha yüksek R^2 değeri ürettiği için testten sonra en kesin sonuçları üretti.

ENN tabanlı model, farklı iklim bölgelerindeki seçili istasyonlar için ölçülen ve tahmin edilen değerleri karşılaştırarak daha da doğrulandı ve modelin mevsimsel dalgalanmaları ve bölgesel farklılıkları iyi bir şekilde yeniden üretebildiği bulundu. Dahası, Ters Mesafe Ağırlıklı (IDW) yöntemi kullanılarak yapılan mekânsal enterpolasyon, ölçülen ve ENN tarafından tahmin edilen veriler arasında iyi bir uyum gösteren güneşlenme süresi haritalarının oluşturulmasını sağladı.

Genel olarak araştırma, ENN'nin ölçüm imkanının sınırlı olduğu bölgelerde güvenilir veri odaklı güneşlenme süresi tahmini üretebileceğini göstermektedir. Yöntem, doğrudan ölçümlerin yerini almak üzere mevcut coğrafi girdileri kullanarak güneş enerjisi geliştirme ve iklim etkisi değerlendirmeleri dahil olmak üzere sektörlerin daha iyi planlanmasını ve yönetilmesini sağlar. Gelecekteki çalışmalar, tahmin doğruluğunu artırmak ve yerel mikro iklim desenlerini tespit etmek için farklı makine öğrenimi yaklaşımları ve hibrit modellerle birlikte ek meteorolojik verilerin veya uzaktan algılama verilerinin uygulanmasını araştırabilir.

SEMBOLLER

SD: Güneşlenme Süresi

ENN: Elman Sinir Ağı

MAE: Ortalama Mutlak Hata

RMSE: Kök Ortalama Kare Hata

R^2: Belirleme Katsayısı

IDW: Ters Mesafe Ağırlıklı Enterpolasyon

$\sum$: Toplama işareti

$p_{tahmin,i}$: i örneği için tahmin edilen değer

$p_{ölçülen,i}$: i örneği için ölçülen değer

$\bar{p}_{tahmin}$: Tahmin edilen değerlerin ortalaması

$\bar{p}_{ölçülen}$: Ölçülen değerlerin ortalaması

n: Değerlendirmede kullanılan toplam veri noktası sayısı

TEŞEKKÜR

Güneşlenme süresi verilerini sağlayan Meteoroloji İşleri Genel Müdürlüğü'ne teşekkür etmek isteriz.

KAYNAKLAR

Ahn, J. B., Kim, Y. H., Shim, K. M., Suh, M. S., Cha, D. H., Lee, D. K., Hong, S. Y., Min, S. K., Park, S. C., & Kang, H. S. (2021). Climatic yield potential of Japonica-type rice in the Korean Peninsula under RCP scenarios using the ensemble of multi-GCM and multi-RCM chains. *international Journal of Climatology*, *41*, E1287-E1302.

Akgün, N., Demirel, E. A., Açikgöz, M., Celebi, U., Köktürk, F., & Atasoy, H. T. (2021). The effect of weather variables on the severity, duration, and frequency of headacheattacks in the cases of episodic migraine and episodic tension-type headache. *Turkish Journal of Medical Sciences*, *51*(3), 1406-1412.

Almorox, J., Arnaldo, J., Bailek, N., & Martí, P. (2020). Adjustment of the Angstrom-Prescott equation from Campbell-Stokes and Kipp-Zonen sunshine measures at different timescales in Spain. *Renewable Energy*, *154*, 337-350.

Badescu, V. (1999). Correlations to estimate monthly mean daily solar global irradiation: application to Romania. *Energy*, *24*(10), 883-893.

Bilgili, M. (2010). Prediction of soil temperature using regression and artificial neural network models. *Meteorology and Atmospheric Physics*, *110*(1-2), 59-70. https://doi.org/10.1007/s00703-010-0104-x

Bouchouicha, K., Bailek, N., Razagui, A., EL-Shimy, M., Bellaoui, M., & Bachari, N. E. I. (2021). Comparison of artificial intelligence and empirical models for energy production estimation of 20 MWp solar photovoltaic plant at the Saharan Medium of Algeria. *International Journal of Energy Sector Management*, *15*(1), 119-138.

Brown, I. (2013). Influence of seasonal weather and climate variability on crop yields in Scotland. *International journal of biometeorology*, *57*(4), 605-614.

El-kenawy, E.-S. M., Ibrahim, A., Bailek, N., Bouchouicha, K., Hassan, M. A., Jamei, M., & Al-Ansari, N. (2022). Sunshine duration measurements and predictions in Saharan Algeria region: An improved ensemble learning approach. *Theoretical and Applied Climatology*, 1-17.

El-Metwally, M. (2005). Sunshine and global solar radiation estimation at different sites in Egypt. *Journal of Atmospheric and Solar-Terrestrial Physics*, *67*(14), 1331-1342.

Essa, K. S., & Etman, S. M. (2004). On the relation between cloud cover amount and sunshine duration. *Meteorology and Atmospheric Physics*, *87*(4), 235-240.

Fan, J., Wu, L., Zhang, F., Cai, H., Zeng, W., Wang, X., & Zou, H. (2019). Empirical and machine learning models for predicting daily global solar radiation from sunshine duration: A review and case study in China. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, *100*, 186-212.

George, R. K. (2001). Prediction of soil temperature by using artificial neural networks algorithms. *Nonlinear Analysis: Theory, Methods & Applications*, *47*(3), 1737-1748.

Hassan, M. A., Bailek, N., Bouchouicha, K., & Nwokolo, S. C. (2021). Ultra-short-term exogenous forecasting of photovoltaic power production using genetically optimized non-linear auto-regressive recurrent neural networks. *Renewable Energy*, *171*, 191-209.

Hinssen, Y. B., & Knap, W. H. (2007). Comparison of pyranometric and pyrheliometric methods for the determination of sunshine duration. *Journal of Atmospheric and oceanic technology*, *24*(5), 835-846.

Hu, C., Kang, P., Jaffe, D. A., Li, C., Zhang, X., Wu, K., & Zhou, M. (2021). Understanding the impact of meteorology on ozone in 334 cities of China. *Atmospheric Environment*, *248*, 118221.

Jones, P., & Henderson-Sellers, A. (1992). Historical records of cloudiness and sunshine in Australia. *Journal of Climate*, *5*(3), 260-267.

Kaba, K., Erdi, E., Avcı, M., & Kandırmaz, H. M. (2024). Estimation of monthly sunshine duration using satellite derived cloud data. *Theoretical and Applied Climatology*, *155*(7), 5727-5743.

Kaba, K., Kandirmaz, H. M., & Avci, M. (2017). Estimation of daily sunshine duration using support vector machines. *International Journal of Green Energy*, *14*(4), 430-441.

Kandirmaz, H. M., Kaba, K., & Avci, M. (2014). Estimation of monthly sunshine duration in Turkey using artificial neural networks. *International Journal of Photoenergy*, *2014*(1), 680596.

Kong, Y., & Tong, W. (2008). Spatial exploration and interpolation of the surface precipitation data. *Geogr. Res*, *27*(5), 1097-1108.

Li, J., & Heap, A. D. (2008). A review of spatial interpolation methods for environmental scientists.

MathWorks, I. (2020). *MATLAB version 9.8 (R2020b)* (MathWorks. (2020). MATLAB version 9.8 (R2020b). The MathWorks, Inc., Issue. I. The MathWorks.

Matuszko, D. (2012). Influence of cloudiness on sunshine duration. *international Journal of Climatology*, *32*(10), 1527-1536.

Matuszko, D. (2015). A comparison of sunshine duration records from the Campbell-Stokes sunshine recorder and CSD3 sunshine duration sensor. *Theoretical and Applied Climatology*, *119*, 401-406.

Matuszko, D., & Węglarczyk, S. (2015). Relationship between sunshine duration and air temperature and contemporary global warming. *international Journal of Climatology*, *35*(12).

Matzarakis, A., & Katsoulis, V. (2006). Sunshine duration hours over the Greek region. *Theoretical and Applied Climatology*, *83*(1), 107-120.

Mirbolouki, A., Heddam, S., Singh Parmar, K., Trajkovic, S., Mehraein, M., & Kisi, O. (2022). Comparison of the advanced machine learning methods for better prediction accuracy of solar radiation using only temperature data: a case study. *International Journal of Energy Research*, *46*(3), 2709-2736.

Mohandes, M. A., & Rehman, S. (2013). Estimation of sunshine duration in Saudi Arabia. *Journal of Renewable and Sustainable Energy*, *5*(3).

Rahimikhoob, A. (2014). Estimating sunshine duration from other climatic data by artificial neural network for ET 0 estimation in an arid environment. *Theoretical and Applied Climatology*, *118*, 1-8.

Rangarajan, S., Swaminathan, M., & Mani, A. (1984). Computation of solar radiation from observations of cloud cover. *Solar Energy*, *32*(4), 553-556.

Sanchez-Lorenzo, A., Calbó, J., & Martin-Vide, J. (2008). Spatial and temporal trends in sunshine duration over Western Europe (1938–2004). *Journal of Climate*, *21*(22), 6089-6098.

Setianto, A., & Triandini, T. (2013). Comparison of kriging and inverse distance weighted (IDW) interpolation methods in lineament extraction and analysis. *Journal of Applied Geology*, *5*(1).

Suehrcke, H. (2000). On the relationship between duration of sunshine and solar radiation on the earth's surface: Ångström's equation revisited. *Solar Energy*, *68*(5), 417-425.

Suehrcke, H., Bowden, R. S., & Hollands, K. (2013). Relationship between sunshine duration and solar radiation. *Solar Energy*, *92*, 160-171.

Valík, A., Brázdil, R., Zahradníček, P., Tolasz, R., & Řezníčková, L. (2019). Measurements of sunshine duration by automatic sensors and their effects on the homogeneity of long-term series in the Czech Republic. *Climate Research*, *78*(1), 83-101.

Watson, D. F. (1985). A refinement of inverse distance weighted interpolation. *Geo-processing*, *2*, 315-327.

You, Q., Kang, S., Flügel, W.-A., Sanchez-Lorenzo, A., Yan, Y., Huang, J., & Martin-Vide, J. (2010). From brightening to dimming in sunshine duration over the eastern and central Tibetan Plateau (1961–2005). *Theoretical and Applied Climatology*, *101*(3), 445-457.

A COMPARATIVE OVERVIEW OF USING ARTIFICIAL INTELLIGENCE IN PHOTOVOLTAIC THERMAL SYSTEMS

Meltem KOŞAN*, Muhammed Ali KOŞAN**
* Kahramanmaraş İstiklal University, Elbistan Faculty of Engineering, Department of Energy Systems Engineering, 46300 Elbistan, KAHRAMANMARAŞ, meltem.kosan@istiklal.edu.tr
** Kahramanmaraş İstiklal University, Faculty of Engineering Architecture and Design, Department of Software Engineering, 46080 Dulkadiroğlu, KAHRAMANMARAŞ, muhammedali.kosan@istiklal.edu.tr

Abstract: Photovoltaic thermal (PVT) systems have the potential to significantly increase energy efficiency by simultaneously producing electrical and thermal energy. However, the complex and dynamic structure of PVT systems, their high dependence on environmental variables, and the need to achieve optimized performance reveal the limitations of traditional control and optimization methods. In this context, integrating artificial intelligence (AI) techniques into PVT systems offers potential in many areas, such as improving system performance, estimating energy production, fault diagnosis, defect detection, and extending system life. This paper emphasizes the increasing importance of AI applications in PVT systems and examines the existing studies in literature in detail. Studies on the application of machine learning algorithms, deep learning algorithms and models, fuzzy logic, genetic algorithms, and hybrid AI approaches to different aspects of PVT systems are presented. These studies show how AI is used in solar radiation estimation, modeling PV cell and collector temperatures, optimizing water or air flow rates, fault detection of system components, partial or systemic defect detection, and maximizing energy production. Studies in the literature reveal that AI-based control strategies are more sensitive, adaptive, and efficient compared to traditional methods. In conclusion, this paper highlights the critical role of AI in improving the performance and reliability of PVT systems and discusses potential directions for future research. Further integration of AI techniques into PVT systems is considered an important step towards achieving sustainable energy goals.
Keywords: Photovoltaic thermal systems, Artificial intelligence, Machine learning, Deep learning

INTRODUCTION

A significant carry towards sustainable energy sources, prompted by the need to mitigate climate change, is reshaping the world's energy landscape. Among renewable options, solar energy is particularly prominent because of its widespread availability. Although Photovoltaic (PV) systems have seen remarkable advancement in converting solar radiation to electricity, they are hampered by an intrinsic issue: much of the incoming solar energy generates heat instead of power. This temperature rise, in turn, lowers the system's electrical efficiency. Photovoltaic thermal (PVT) systems have been developed to address this very limitation (Jia et al. 2019).

PVT systems tackle this issue by concurrently generating both electricity and heat from a single solar collector. By actively drawing away excess heat, these systems maintain or improve the electrical efficiency of the PV modules while also capturing useful thermal energy for applications like water or space heating. This dual output boosts the system's overall energy efficiency, positioning PVT as a promising sustainable energy technology (Joshi and Dhoble, 2018). Figure 1 shows a schematic diagram of a typical PVT collector.

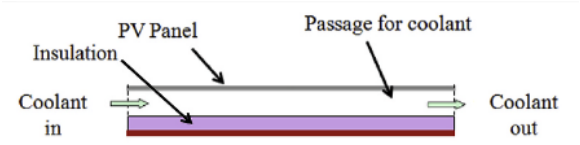


Figure 1. The schematic representation of PVT collector

Despite their clear advantages, PVT systems present unique operational complexities. Their performance is highly dependent on a multitude of dynamic environmental variables such as solar irradiance, ambient temperature, wind speed, and humidity. Furthermore, the intricate interplay between electrical and thermal components, coupled with the need to achieve optimal energy yield, makes traditional control and optimization methods often inadequate. These conventional approaches frequently struggle to adapt to the real-time fluctuations and non-linear behaviors inherent in PVT systems, leading to sub-optimal performance and reduced reliability (Mostakim and Hasanuzzaman, 2022).

In this context, the integration of artificial intelligence (AI) techniques emerges as a transformative solution for overcoming these challenges. AI's ability to learn from complex data, identify intricate patterns, and make informed decisions offers unprecedented opportunities to revolutionize the design, operation, and maintenance of PVT systems. This paper emphasizes the increasing importance of AI applications in PVT systems and provides a detailed examination of existing studies in the literature. We will explore how various AI methodologies, including machine learning algorithms (such as artificial neural networks, support vector machines, and decision trees), deep learning algorithms and models (including convolutional neural networks (CNN), long short-term memory (LSTM), YOLO, AlexNet, and ResNet), fuzzy logic, genetic algorithms, and hybrid AI approaches, are being applied to different facets of PVT systems. These applications span critical areas such as solar radiation estimation, modeling PV cell and collector temperatures, optimizing water or air flow rates, fault detection of system components, partial or systemic defect detection, and ultimately, maximizing overall energy production.

The subsequent sections of this paper will examine AI methods and delve into these diverse AI applications, highlighting their effectiveness in enhancing the performance, reliability, and longevity of PVT systems, and charting potential directions for future research in this vital field.

FROM ARTIFICIAL INTELLIGENCE TO DEEP LEARNING

This section will discuss the fundamental approaches that shape modern AI practice and the conceptual hierarchy between these approaches. The review will begin with the fundamental goals of the discipline of artificial intelligence (AI), which constitutes the broadest framework; then, machine learning (ML), which is the most dominant approach used to achieve these goals and is based on the principle of algorithms learning from data, will be positioned as a subset of AI. Finally, the place and importance of deep learning (DL), which is a specialized field based on multilayered artificial neural networks developed to model patterns in large and complex data sets, especially within machine learning paradigms, will be illuminated in this hierarchy. In this way, a solid conceptual foundation will be built on the scopes of these three fundamental disciplines, their relationships with each other, and their fundamental distinctions. (Goodfellow et al., 2016)

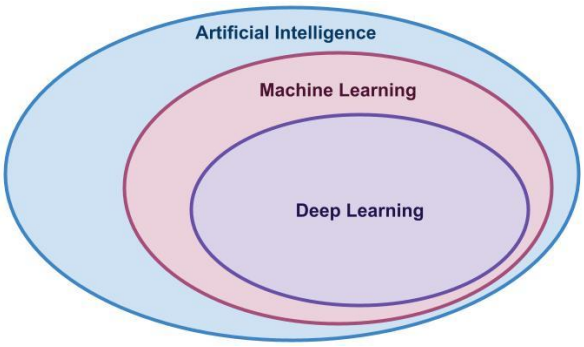


Figure 2. Scope of Artificial Intelligence, Machine Learning and Deep Learning

Artificial intelligence (AI) is a broad discipline of computer science that aims to enable machines to imitate human-specific cognitive abilities such as perception, reasoning, learning, and decision-making. Its scope ranges from creating autonomous systems to solving complex problems. One of the most important approaches to achieving this goal, Machine Learning, is a subfield of AI. The scope of Machine Learning is that systems analyze large data sets to create statistical models and generalize for specific tasks through these models. In summary, it basically increases its own performance by learning from data without being explicitly programmed. Deep Learning, one of the most powerful sub-branches of this field, performs this learning process through multi-layered artificial neural networks (deep architectures). Its scope is to automatically learn complex and abstract patterns, especially in unstructured data such as images and text, in a hierarchical structure with minimal need for human intervention (LeCun et al., 2015). The hierarchical scope explained in stages above is presented in Figure 2.

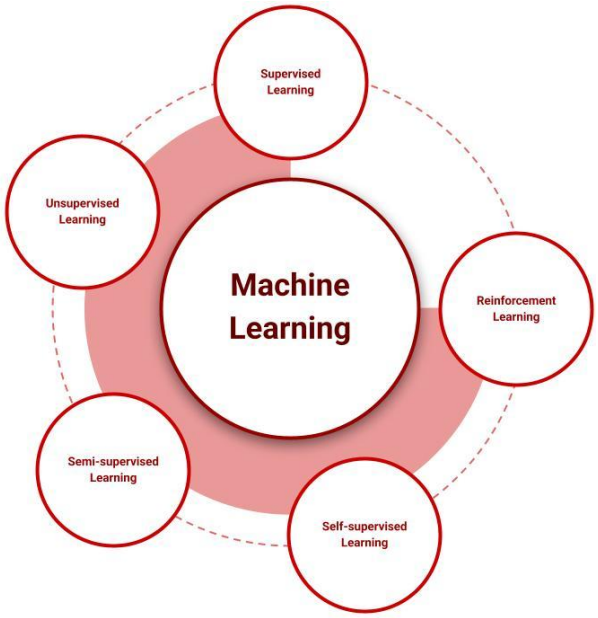


Figure 3. Sub-fields of Machine Learning

Machine Learning basically extracts meaning from data with five main approaches as shown in Figure 3. Supervised Learning learns to make predictions with fully labeled data, while Unsupervised Learning discovers hidden patterns and groups in unlabeled data on its own. In between these two approaches is Semi-Supervised Learning, which combines a small amount of labeled and a large amount of unlabeled data. Self-Supervised Learning, a clever subtype of Unsupervised Learning, learns the internal structure of the data by creating tasks and answers on its own from unlabeled data. In a completely different lane from these data-driven methods is Reinforcement Learning; in this approach, an agent learns to perform the most correct actions towards a goal through trial and error in an environment, just like a living being trained with rewards and punishments. (Rani et al., 2023)

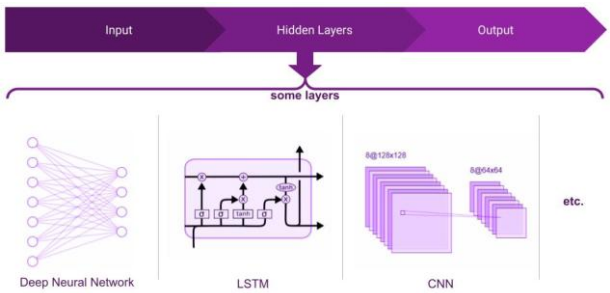


Figure 4. Deep Learning Architecture and Some Hidden Layers

Deep learning architecture is a multi-layered structure where data travels from beginning to end as shown in Figure 4. It all starts with the input layer, where the raw data that the model will process is presented to the system. This data is then passed to one or more hidden layers, which are considered the brains of the network and where most of the learning process takes place. These hidden layers form a variety of architectures specialized for different tasks; for example, a standard Deep Neural Network (DNN) usually uses stacked Dense layers for basic feature extraction. For image data, Convolutional Neural Network (CNN) layers, which form the basis of models such as YOLO for object detection, specialize in learning visual hierarchy (Gu et al., 2018). When working with sequential data such as text or time series, Recurrent Neural Network (RNN) layers such as Long Short-Term Memory (LSTM), known for their ability to remember context and long-term dependencies, come into play (Mienye et al., 2024). The information that is processed in these various hidden layers and gains meaning eventually reaches the output layer, which produces the network's final decision, where it is converted into a concrete result such as a category label, a numerical value, or a location box.

ANALYSIS OF AI METHODS IN PVT SYSTEMS

The growing interest in PVT systems and the inherent challenges in their optimal operation have led to significant research exploring advanced control and optimization techniques, particularly those involving AI. This section provides an overview of key studies that have contributed to the understanding and application of AI in PVT systems. The literature survey is categorized based on the AI methodologies employed and the specific aspects of PVT systems addressed.

Recognizing that PV panel efficiency drops during peak periods without cooling, Kazem et al. (2024) experimentally examined how temperature influences the current, voltage, power, and efficiency of a PVT system. In the study, an Artificial Neural Network (ANN) model was applied to predict and analyze the performance of PVT systems under Oman and Gulf region weather conditions. Data were collected from 9:00 AM to 4:00 PM between 10-12 November 2023. To simulate and predict the PVT system's output power, neural network models like Multi Layer Perceptron (MLP), the Second-Order Volterra Model (SOVM), and Support Vector Machine (SVM) were implemented. Mean Absolute Percentage Error (MAPE), Root Mean Square Error (RMSE) and Coefficient of Determination (R^2) metrics were used to compare the performance of the models. It was found that the MLP model exhibited superior performance with R^2, MAPE and RMSE values of 99.67%, 0.0631 and 0.2512, respectively.

Alhamayani (2024) researched the problem of decreasing electric power generation of conventional PV systems due to high temperatures in the hot climate conditions of Riyadh by using nanofluids in PVT systems and developing deep learning models for the optimization of these systems. In the study, PVT system performance was simulated using hourly historical weather data for Riyadh between May 1 and September 30, 2020. In the data preprocessing stage, highly dependent features were extracted and the dataset is divided into 80% for training, 10% for validation and 10% for testing. A deep learning algorithm integrating convolutional neural networks and two-layer long short-term memory (CNN-LSTM) was used to predict the PVT panel temperature. Mean Absolute Error (MAE) and R^2 metrics were used to evaluate the model. It was stated that the developed CNN-LSTM model exhibited a high prediction accuracy with 0.1865 MAE and 98.75% R^2 values, respectively. Safee et al. (2024) set out to predict the electrical and thermal efficiencies of a water-based, nanofluid-cooled PVT system by developing several machine learning models. They employed supervised learning algorithms, specifically MLP, Gradient Boosting Regressor (GBR), and Light Gradient Boosting Machine (LGBM). These models were trained and tested on a dataset of 15,540 samples (split 80/20) from the University of Catania (Jan-Jul 2019) and evaluated using R^2, RMSE, and MSE. The study concluded that MLP was superior for estimating electrical efficiency (R^2=0.9906), whereas LGBM was the most effective model for estimating thermal efficiency (R^2=0.988).

Farahani et al. (2025) addressed the problem of numerically improving the electrical and thermal efficiency of a PVT system by using porous media and impinging air jet for cooling. The data set used in the study was generated as a result of numerical simulations performed with ANSYS Fluent software. 85% of the data set was used for training and 15% for testing. As a pre-processing method, in addition to expanding the data set, 5-fold cross-validation was applied to the Gaussian Process Regression (GPR) model in order to prevent over-learning. In the study, two artificial intelligence methods, namely Adaptive Neuro Fuzzy Inference System (ANFIS) and GPR, were used to estimate the electrical efficiency. The performance of the models was evaluated with RMSE and R^2 metrics. According to the numerical performance results, the GPR model showed higher accuracy compared to the ANFIS model; While the R^2 value for GPR in the general data set was 0.9795, it was found to be 0.9195 for ANFIS. In the test data, GPR reached an R^2 value of 0.9554, while ANFIS remained at 0.9053 R^2. Gharaee et al (2024) examined the problem of developing and comparing machine learning models to reliably estimate the electrical efficiency of water-cooled PVT collector systems, motivated by the low accuracy of conventional theoretical equations. The dataset of the study consists of more than 380 samples, all of which have water-based working fluid, collected from different experimental studies in the literature. This dataset was divided into three groups as 60% training, 20% test, and 20% validation. Preprocessing steps included normalization and cleaning of data, and optimization of hyperparameters by random, coarse, and fine grid search methods. MLP, Random Forest (RF), and Support Vector Regression (SVR) models were used as artificial intelligence methods, and in addition, SHapley Additive exPlanations (SHAP) method was used for model interpretability. RMSE and R^2 were used as evaluation metrics. Numerical performance results showed that the RF model exhibited the best performance; The training R^2 value of the RF model was measured as 0.9862 and the test R^2 value as 0.9480. The test R^2 value of the MLP model was recorded as 0.8775 and 0.7639 for the SVR model.

Li et al. (2024) numerically evaluated the overall, thermal, and electrical efficiencies of a PVT unit with a corrugated serpentine absorber and an Al_2O_3-water nanofluid, and developed a precise model focused on estimating the unit's overall performance. The dataset used in the study was generated by three-dimensional numerical analysis (CFD) using Ansys Fluent 18.1 software. Two-thirds of this set of 16 data points were used for training, and one-third for testing. As a pre-processing method, a grid independence study was conducted to determine the most suitable network structure in order to ensure the accuracy of the numerical results. As an artificial intelligence method, an ANN model combined with Group Method of Data Processing (GMDH) was used to develop a function that estimates the overall efficiency. The performance of the model was evaluated by RMSE, correlation coefficient (R) and mean error metrics. According to the numerical performance results, the developed GMDH-ANN model was quite successful in predicting the overall efficiency; the R-squared (R^2) value of the model was found to be 0.99602, the RMSE value was 0.0077 and the mean error value was 0.0063, which shows the high accuracy of the model. Gupta et al. (2024) investigated the problem of evaluating the thermal and drying performance of a mixed mode dryer having a translucent PVT collector through numerical and experimental findings. The dataset of the study consists of experimental data collected from a prototype PVT solar dryer installed at National Institute of Technology Silchar, India; these data were obtained by drying betel leaves at three

different air inlet velocities. As a pre-processing method, Computational Fluid Dynamics (CFD) analysis was used which included the steps of creating the 3D geometry of the system, establishing the mesh structure and mesh independence test to determine the optimum mesh number (34912 for collector and 62891 for dryer cabinet). The artificial intelligence method used in the study is ANN implemented with network models having different numbers (3, 5, 7 and 9) of hidden layers to estimate drying performance parameters (moisture ratio, moisture content, drying rate). The performance of the model was evaluated with correlation coefficient (R), MAE and RMSE metrics. According to the numerical performance results, the deviation between the simulation results obtained with CFD and the experimental findings was found to be in the range of 2.24% to 4.90%. The best results in ANN modeling were obtained with 3 hidden layer network structure; R value was obtained as 0.9991 for moisture ratio and moisture content, and 0.9902 for drying rate.

Jarimi et al. (2022) conducted the problem of developing and testing an ANN model to consistently predict the performance of a dual-fluid PVT solar collector using both air and water as working fluids. The dataset was collected from a dual-fluid PVT collector prototype installed in Arau Perlis, Malaysia, with inputs such as wind speed, ambient temperature, solar radiation, and fluid inlet temperatures; and outputs such as collector surface temperatures and electrical efficiency. Preprocessing methods include normalizing the data to the range of [0, 1] to accelerate learning and bring the data at different scales into a similar range, splitting the data into training (60-80%) and testing (20-40%) sets to find the best splitting percentage, and averaging the data with respect to the time constant (20-30 min) to consider the thermal capacitance of the collector. The artificial intelligence method used in the study is an ANN with backpropagation algorithm implemented using the 'neuralnet' package in the R programming language; the model was tested in Multiple Input Multiple Output (MIMO) structure and with different numbers of hidden layers. RMSE, MAE, MAPE and Unscaled Mean Bounded Relative Absolute Error (UMBRAE) were used as evaluation metrics of the model. In terms of numerical performance, the ANN model provided good result with the experimental data; RMSE values for total efficiency were found to be 0.0069 in air mode, 3.971 in water mode and 2.6338 in simultaneous mode. When averaged with respect to the time constant, the estimated RMSE and MAPE values for electrical efficiency were reported as less than 0.002% and 6%, respectively. Cai et al. (2025) studied the problem of proposing a hierarchical, multi-task surrogate model to address the difficulties in predicting the entire design specification set under process, voltage, and temperature (PVT) variations of analog circuits. The dataset was a dataset consisting of 18,000 samples for each circuit, generated by Latin Hypercube Sampling (LHS) of MOSFET parameters for three different analog circuits designed using 130 nm CMOS process and SPICE simulations for five different PVT vertices. The preprocessing steps included normalizing the raw data, removing outliers by the Z-score method, applying an advanced sampling strategy combining adaptive weights and extreme case weighting, and converting the PVT vertices to vectors by one-hot encoding. In this study, a hierarchical artificial intelligence model that integrated Kolmogorov-Arnold Network (KAN) and Convolutional Neural Network (CNN) was used, where KAN estimated the typical performance of the circuit, while CNN models the performance deviations under PVT variations with a multi-task learning (MTL) approach. The average relative modeling error and the total modeling cost, which included simulation and model fitting costs, were used as metrics to evaluate the model. According to the numerical performance results, the proposed HM-KC model significantly outperforms other methods; it reduces the number of samples required for training by 3.6 to 4.1 times and the training time by 5.4 to 7.5 times compared to GNN under typical performance modeling. Under PVT variations, it reduced the modeling error by 3.9 to 6.1 times compared to C-BMF and by 2.9 to 4.5 times compared to FrozenGNN.

Shboul et al. (2024) used dynamic modeling and machine learning-driven optimization on a new Building Integrated Photovoltaic Thermal (BIPVT) system to lower a home's energy use. Meteorological data such as hourly solar radiation and ambient temperature with a 20-year history for Mafraq city of Jordan were used. These data were evaluated as input for MATLAB/Simulink® dynamic modeling. In the study, a custom MATLAB/Simulink® signal generator was used to generate hourly input parameters for the ANN model. A two-layer feedforward backpropagation artificial neural network (2L-FFBPANN) was used to accurately predict hourly solar radiation and ambient temperature. For the optimization of the system, a hybrid method was combined with Non-Dominated Sorting Genetic Algorithm II (NSGA-II) and Similarity to Ideal Solution Preference Ranking Technique (TOPSIS). The prediction accuracy of the ANN model was measured by the regression coefficient (R) and MAPE metrics. The developed 2L-FFBPANN model exhibited high performance with R value above 0.97 and MAPE below 7% for solar radiation prediction. As a result of the NSGA-II optimization, an ideal solution with 5320 W

net thermal power and 63% total efficiency, and a minimum plant area of 32.89 m² was obtained. Under these optimal conditions, the LCOE value was calculated as 0.10 $/kWh. Wengang et al. (2025) defined the problem of proposing and evaluating the performance of a new PVT system combined with a glass drying chamber to maximize the solar energy utilization efficiency while meeting the drying requirements. The study aimed to evaluate the performance of a new PVT system combined with a glass drying chamber for drying lemon slices by 4E (energy-exergy-environment-economy) analysis, drying kinetics, and machine learning methods. 1525 data samples were collected from the experiments conducted in Yantai, China, from September 25 to October 24, 2024. The study correlated input variables (solar radiation, dew point, wind speed, ambient temperature, relative humidity) with output variables (PV electrical efficiency, , total efficiency, PVT thermal efficiency, drying chamber temperature and humidity ratio). Data preprocessing steps included removal of missing or duplicate irrelevant data and normalization. The dataset was divided into 80% training and 20% testing, and 10-fold cross-validation technique was also applied. Grid Search (GS) method was used for hyperparameter optimization of the models. Three different machine learning models, namely CNN, Long Short-Term Memory (LSTM) and Gated Recurrent Unit (GRU), were used to estimate the system performance. The prediction accuracy of the models was evaluated using the R^2, RMSE and MAE metrics. It was determined that the optimized GRU model was the most suitable model to estimate the system performance. The GRU model achieved high performance values such as R^2 value of 0.9975, RMSE value of 0.0108 and MAE value of 0.0084 for humidity ratio (MR) prediction. R^2 value of 0.9974 was obtained for drying chamber temperature prediction. When the generalization ability of the model was tested, high R^2 values such as 0.9932 for drying chamber temperature and 0.9919 for MR were obtained. This study by Chaibi et al. (2021) applied an ANN model to estimate the electrical and thermal efficiencies of a PVT air collector system. The dataset was generated by using one year of real climate data (solar radiation, module temperature, humidity, and wind) for the Jordan Valley location as inputs to validated electrical and thermal models, and a total of 12,238 samples were obtained with 30-minute steps. In the data preprocessing stage, instead of standard methods, the focus was on selecting the most appropriate input features for the ANN model by analyzing the correlations between variables (e.g., Pearson correlation). The main artificial intelligence method of the study was a MLP type ANN, and its performance was compared with the Least Squares Support Vector Machines (LS-SVM). RMSE, Pearson correlation coefficient (R), and MAE were used as evaluation metrics. The best ANN model achieved 0.0078% MAE and 0.99998 R value for electrical efficiency prediction, while it achieved 3.3607% MAE and 0.86836 R value for thermal efficiency prediction. ANN significantly outperformed the LS-SVM model (2.6936% and 6.1546% MAE, respectively) for both types of efficiencies.

This research by Hamada et al. (2024) experimentally investigated the effects of three different absorber designs on the performance of a water-based PVT collector and utilizes artificial intelligence techniques to characterize the system. Experimental data were collected in Cairo, Egypt, in June 2021, using three different absorber designs and four different water flow rates (1.5, 2, 2.5, and 3 L/min). No preprocessing step was mentioned in the paper for raw experimental data. In the study, Fuzzy Logic Control (FLC) method supported by external input Autoregressive Moving Average (ARMAX) model was used for system characterization. While total efficiency, electrical efficiency, thermal efficiency, and pressure drop were used as physical performance metrics, the performance of the FLC-ARMAX model was statistically evaluated through the error (i.e., squared error and standard deviation) between the actual and predicted outputs. Experimental results showed that A-type absorber achieved the highest total efficiency of 69.6% at 3 L/min flow rate. Based on ARMAX model analysis, Gaussian membership function which gived the lowest squared error was found to be the most suitable option for the fuzzy model. As a result of system identification, the error value for thermal efficiency did not exceed $4x10^{-14}$ and for electrical efficiency did not exceed $8x10^{-15}$. Mahdal et al. (2025) investigated the drying kinetics of red chillies using a PVT system integrated with a dryer and the prediction of temperature and mass variables in this process using machine learning models. The data was collected experimentally by drying 3 kg of red chillies for six days in the months of March, April and May 2023 in Chennai, India. The paper did not mention the specific pre-processing steps applied on the collected data. The artificial intelligence methods used in the study are MLP, Radial Basis Function (RBF) and Decision Tree (DT) models. The performance of the models was evaluated using R, MAPE and R^2 metrics. When predicting temperature, the RBF model showed the highest performance with an R^2 of 0.98, while the MLP and DT models yielded lower R^2 values of 0.94 and 0.91, respectively. In the prediction of mass dryness, the RBF model was the most successful model with an R^2 of 0.99, followed by MLP with an R^2 of 0.96 and DT with an R^2

of 0.54. Overall, the results showed that the RBF model was the most effective at predicting drying efficiency.

DISCUSSION ON THE APPLICATION OF AI IN PVT SYSTEMS

The reviewed literature demonstrates a burgeoning interest in leveraging AI to enhance the performance and optimize the operation of PVT systems. A diverse range of AI methodologies has been explored, primarily focusing on the prediction, modeling, and optimization of various PVT system parameters, including thermal and electrical efficiencies, power output, and even drying performance in integrated systems.

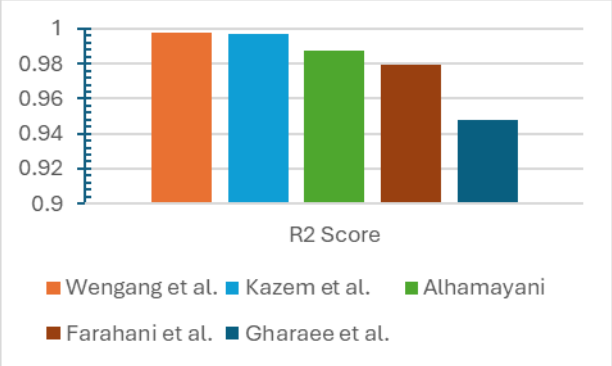


Figure 5. Comparison of the Best R^2 Values in Some Studies

Table 1. Comparison of some key PVT AI studies

Reference	Problem Investigated	Data Set	Artificial Intelligence Methods	Evaluation Metrics	Numerical Performance Results for Best Model
Kazem et al., 2024	Prediction of PV/T system power and efficiency.	Experimental	MLP, SOVM, SVM	MAPE, RMSE, R^2	R^2: 99.67% (MLP model)
Alhamayani, 2024	Prediction of PV-T system performance in a hot climate using deep learning.	Simulation	CNN-LSTM	MAE, R^2	R^2: 98.75% (CNN-LSTM model)
Farahani et al., 2025	Numerical improvement and prediction of PVT system efficiency.	Numerical Simulation	ANFIS, GPR	RMSE, R^2	Overall R^2: 0.9795 (GPR model)
Gharaee et al., 2024	Reliable prediction of the electrical efficiency of PVT collectors with ML.	Multi Dataset from Literature	MLP, RF, SVR	RMSE, R-square	Test R^2: 0.9480 (RF model)
Wengang et al., 2025	Prediction of PV/T system performance with a drying chamber using ML.	Experimental	CNN, LSTM, GRU	R^2, RMSE, MAE	Moisture ratio prediction R^2: 0.9975 (GRU model)
Cai et al., 2025	Prediction of analog circuit performance under PVT variations.	SPICE Simulations	KAN-CNN Hybrid Model	Average relative modeling error	Reduced modeling error by a factor of 3.9-6.1.

The highlighted studies in Table 1 and Figure 5, presented above, clearly demonstrate that artificial intelligence is a highly effective and flexible tool for modeling PVT systems. The diversity of data sources is noteworthy; models are successfully trained with data obtained from both physical experiments and numerical simulations. This situation underscores AI's potential to bridge the gap between practical and theoretical data. The methods used cover a broad spectrum, ranging from fundamental ANN to ensemble models like RF , and deep learning architectures such as GRU and CNN-LSTM, which excel in time-series analysis. Among the selected metrics, R^2 is the most common , and the fact that nearly all models achieve R^2 scores above 94%, often approaching 99%, proves that these methods can capture the complex behaviors of PVT systems with high precision. In conclusion, artificial intelligence offers powerful and reliable solutions not only for predicting the performance of PVT systems but also for critical engineering problems such as efficiency optimization and understanding system behavior under different conditions.

An observation from the surveyed studies is the widespread adoption of ANNs, particularly MLP architectures. ANNs, with their ability to learn complex non-linear relationships, have proven highly effective in accurately predicting PVT system performance under diverse operating conditions. Several studies, including those by Kazem et al. (2024), Safee et al. (2024), Li et al. (2024), Gupta et al. (2024), Jarimi et al. (2022), Chaibi et al. (2021), and Mahdal et al. (2025), consistently reported high accuracy metrics (e.g., R^2 values close to 0.99 or higher) when using ANNs for estimations such as thermal efficiency, hydrogen production rate, output power, electrical efficiency, and drying performance. This highlights the robustness and reliability of ANNs in capturing the intricate dynamics of PVT systems.

Beyond conventional ANNs, researchers are increasingly investigating more sophisticated AI techniques and hybrid models to tackle specific challenges. Deep learning algorithms, such as CNN and LSTM, were utilized by Alhamayani (2024) and Wengang et al. (2025) for predicting PVT panel temperature and system performance, respectively. The integration of CNN-LSTM by Alhamayani (2024) demonstrated high prediction accuracy for panel temperature. In contrast, Wengang et al. (2025) found that GRU models were superior for estimating humidity ratio and drying chamber temperature, underscoring the potential of recurrent neural networks for time-series data in PVT applications.

Furthermore, hybrid models and combinations of AI techniques are emerging as a promising avenue. Farahani et al. (2025) demonstrated the effectiveness of GPR over ANFIS for electrical efficiency estimation in numerically simulated PVT systems. Li et al. (2024) combined an ANN with the GMDH, yielding highly accurate predictions of overall efficiency. These studies suggest that while ANNs remain a strong baseline, other advanced or hybridized approaches can offer superior performance depending on the specific problem and dataset characteristics.

The reviewed literature showcased the versatility of AI in addressing various aspects of PVT systems, such as:

- Efficiency prediction and optimization
- Temperature and output power prediction
- Integrated system performance
- System characterization and design

As a result, common performance metrics across these studies include R^2, MSE, RMSE, and MAE all of which consistently demonstrate the high predictive accuracy of the developed AI models.

CONCLUSION

PVT systems represent an innovative technology with significant potential to boost energy efficiency by concurrently generating both electrical and thermal energy. However, the inherent complexity and dynamic nature of these systems, their high dependence on environmental variables, and the continuous need for optimized performance have clearly exposed the limitations of traditional control and optimization methods. These constraints ultimately hinder PVT systems from reaching their full potential, underscoring the demand for more advanced, adaptive solutions.

This paper has highlighted the increasing importance of integrating AI techniques into PVT systems and has meticulously examined existing studies in the literature. Our comprehensive review demonstrates the successful application of various AI algorithms—including machine learning algorithms (such as artificial neural networks, support vector machines, decision trees), deep learning algorithms and models (like CNN), long short-term memory (LSTM), YOLO, AlexNet, and ResNet), fuzzy logic, genetic algorithms, and hybrid AI approaches—to diverse aspects of PVT systems. These applications span a broad range, from solar radiation estimation and modeling PV cell and collector temperatures to optimizing water or air flow rates, fault diagnosis of system components, partial or systemic defect detection, and ultimately, maximizing energy production.

The findings from the reviewed studies consistently reveal that AI-based control strategies are more sensitive, adaptive, and efficient compared to traditional methods. AI's ability to learn, recognize patterns, and adapt to dynamic conditions in real-time plays a pivotal role in enhancing PVT system performance, ensuring reliability, and extending operational lifespan. This adaptive and proactive management not only improves overall system efficiency but also holds the potential to reduce operating costs.

In conclusion, this paper reaffirms AI's critical role in significantly improving the performance and reliability of PVT systems. The further integration of AI techniques into PVT systems is not just about boosting energy efficiency; it also represents a crucial step towards achieving sustainable energy goals and accelerating the broader adoption of PVT technology.

REFERENCES

Alhamayani A., 2024, Numerical analysis and deep learning algorithm for photovoltaic-thermal systems

using various nanofluids and volume fractions at Riyadh, Saudi Arabia, *Case Studies in Thermal Engineering*, 54, 103974.

Cai H., Li C., Yu X., Zhang Y., Luo T., Cai W., Tang C. and Zeng Y., 2025, Hierarchical multi-task circuit modeling for PVT robustness via KAN-CNN integration, *Expert Systems with Applications*, 274, 126966.

Chaibi Y., Malvoni M., El Rhafiki T., Kousksou T. and Zeraouli Y., 2021, Artificial neural-network based model to forecast the electrical and thermal efficiencies of PVT air collector systems, *Clean. Eng. Tech.*, 4, 100132.

Farahani S.D., Zare M.K. and Alizadeh A., 2025, Enhancing PVT/air system performance with impinging jet and porous media: A computational approach with machine learning predictions, *Applied Energy*, 377, 124509.

Gharaee H., Erfanimatin M. and Bahman A.M., 2024, Machine learning development to predict the electrical efficiency of photovoltaic-thermal (PVT) collector systems, *Energy Con. Manag.*, 315, 118808.

Goodfellow, I., Bengio, Y., Courville, A. and Bengio, Y., 2016, *Deep learning*, 1(2). Cambridge: MIT press.

Gu, J., Wang, Z., Kuen, J., Ma, L., Shahroudy, A., Shuai, B., Liu, T., Wang, X., Wang, G., Cai, J., Chen, T., 2018, Recent advances in convolutional neural networks. *Pattern Recognition*, 77, 354-377.

Gupta A., Das B., Arslan E., Das M., Kosan K. and Can O.F., 2024, Artificial neural networks based computational and experimental evaluation of thermal and drying performance of partially covered PVT solar dryer, *Process Safety Environ. Protection*, 183, 1170-1185.

Hamada A., Emam M., Refaey H.A., Moawed M., Abdelrahman M.A. and Elsayed E.A., 2024, Identification of a different design of a photovoltaic thermal collector based on fuzzy logic control and the ARMAX model, *Therm. Sci. Eng. Progress*, 48, 102395.

Jarimi H., Al-Waeli A.H.A., Razak T.S., Bakar M.N., Fazlizan A., Ibrahim A. and Sopian K., 2022, Neural network modelling and performance estimation of dual-fluid photovoltaic thermal solar collectors in tropical climate conditions, *Renew. Energy*, 197, 1009-1019.

Jia Y., Alva G. and Fang G., 2019, Development and applications of photovoltaic–thermal systems: A review, Renew. Sustain. *Energy Reviews*, 102, 249-265.

Joshi S.S. and Dhoble A.S., 2018, Photovoltaic -Thermal systems (PVT): Technology review and future trends, Renew. Sustain. *Energy Reviews*, 92, 848-882.

Kazem H.A., Chaichan M.T., Abd H.S., Al-Waeli A.H.A., Mahdi M.T., Fadhil H.H., Mohd I. and Khadom A.A., 2024, Performance evaluation of solar photovoltaic/thermal system performance: An experimental and artificial neural network approach, *Case Studies in Thermal Engineering*, 61, 104860.

LeCun, Y., Bengio, Y. and Hinton, G. (2015). Deep learning, *Nature*, 521(7553), 436-444.

Li L., Hassan W.H., Mohammed A.A., Montufar P., AL-maamori Z.M., Sultan A.J., Salahshour S. and Esmaeili S., 2024, Prediction of heat transfer characteristics and energy efficiency of a PVT solar collector with corrugated-tube absorber using artificial neural network and group method data handling models, *Int. Com. Heat Mass Transfer*, 157, 107829.

Mahdal M., Rajathi K., Elangovan M., Sellamuthu P. and Verma A., 2025, Experimental investigation of solar PVT collector with the dryer on mass and temperature of dried red chili with Machine Learning Models, *Result. Engineering*, 27, 105827.

Mienye, I. D., Swart, T. G. and Obaido, G., 2024, Recurrent neural networks: A comprehensive review of architectures, variants, and applications, *Information*, 15(9), 517.

Mostakim K. and Hasanuzzaman M, 2022, Global prospects, challenges and progress of photovoltaic thermal system, *Sustain. Energy Tech. Assessment*, 53, 102426.

Rani, V., Nabi, S. T., Kumar, M., Mittal, A. and Kumar, K., 2023, Self-supervised learning: A succinct review. *Archives of Computational Methods in Engineering*, 30(4), 2761-2775.

Safae M., Bekkay H., Oussama M., Mellit A., Aneli S., Arcidiacono G., Tina G.M. and Gagliano A., 2024, Integrated machine learning models for predictive analysis of thermal and electrical power generation of a photo-thermal system at Catania, Italy, *Case Studies in Thermal Engineering*, 61, 105018.

Shboul B., Zayed M.E., Ashraf W.M., Usman M. and Rehman S., 2024, Energy and economic analysis of building integrated photovoltaic thermal system:

Seasonal dynamic modeling assisted with machine learning-aided method and multi-objective genetic optimization, *Alexandria Engineering Journal*, 94, 131-148.

Wengang H., Xiyu W., Xue R., Ping G., Wang B. and Jiajie M., 2025, Machine learning prediction and 4E analysis of PV/T coupled with glass drying chamber system, *Renew. Energy*, 249, 123212.

ÇİMENTO ÜRETİMİNDE DÖNER FIRIN PROSESİNİN ENERJİ VE EKSERJİ VERİMLİLİĞİNİN MAKİNE ÖĞRENMESİ YÖNTEMLERİYLE ANALİZİ

Evren KODANLI*, İbrahim UZUN**
*Kırıkkale Üniversitesi, Mühendislik ve Doğa Bilimleri Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü,
Ankara Yolu 7. km, 71450, Kırıkkale, Türkiye, evrenkodanli@gmail.com
** Kırıkkale Üniversitesi, Mühendislik ve Doğa Bilimleri Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü,
Ankara Yolu 7. km, 71450, Kırıkkale, Türkiye, ibrahimuzun71@gmail.com

Özet: Çimento üretim sektöründe enerji tüketimi, toplam üretim maliyetlerinin %30 ila %40'ını oluşturmaktadır. Bu enerji girdilerinin azaltılması amacıyla döner fırın prosesi üzerinde enerji ve ekserji analizleri gerçekleştirilmiştir. Analizler için örnek bir çimento fabrikasındaki döner fırında bir yıllık (365 gün) proses verileri kullanılarak veri setinin %10, %20 ve %30'luk kısımları üzerinde makine öğrenmesi ile normal dağılım, ARIMA (AutoRegressive Integrated Moving Average) ve Random Forest modeli kullanılarak tahminler yapılmıştır. Elde edilen sonuçlar, döner fırının enerji tüketiminin kömür tüketimi, yanma havası debisi, fırın eğimi ve dönüş hızı gibi operasyonel parametreler ile güçlü bir ilişki içinde olduğunu göstermiştir.
Bu tahminler sonucunda elde edilen veriler ile enerji ve ekserji verimlilik hesaplamaları gerçekleştirilmiş, sonuçlar grafiksel olarak sunulmuştur. Enerji verimliliği ortalama %85,55 ekserji verimliliği ortalama %37,16 olduğu görülmüştür. Verimlilik analizinde enerji ve ekserji verimliliklerindeki sapmalar detaylı bir şekilde değerlendirilmiş, grafik sonuçları özetlenmiştir. Çalışmada, farin, kömür, yanma havası, birincil hava, klinker, atık gazlar, fırın eğimi, kömür verimliliği ve fırın dönüş hızı gibi temel proses parametreleri incelenmiş ve bu parametrelerin ışığında enerji ve ekserji analizleri yapılmıştır.
Çalışmanın çıktıları, enerji kayıplarını minimize etmek için proses parametrelerinin doğru şekilde ayarlanmasının önemini vurgulayıp sektörde uygulanabilecek spesifik iyileştirme önerileri sunmaktadır.
Anahtar Kelimeler: Çimento Fabrikası, Döner Fırın, Enerji, Ekserji, Makine Öğrenmesi

ROTARY KILN ENERGY AND EXERGY CALCULATIONS WITH MACHINE LEARNING IN CEMENT PRODUCTION PROCESSES

Abstract: Energy consumption in the cement production sector constitutes 30% to 40% of total production costs. In order to reduce these energy inputs, energy and exergy analyses were performed on the rotary kiln process. For the analyses, one year (365 days) of process data were used in a sample cement factory rotary kiln, and 10%, 20% and 30% of the data set were estimated using machine learning and normal distribution, ARIMA (AutoRegressive Integrated Moving Average) and Random Forest models. The results obtained showed that the energy consumption of the rotary kiln was strongly related to operational parameters such as coal consumption, combustion air flow rate, kiln slope and rotation speed.
Energy and exergy efficiency calculations were performed with the data obtained as a result of these estimates, and the results were presented graphically. It was observed that the average energy efficiency was 85.55% and the average exergy efficiency was 37.16%. In the efficiency analysis, deviations in energy and exergy efficiencies were evaluated in detail, and the graphical results were summarized. In the study, basic process parameters such as raw meal, coal, combustion air, primary air, clinker, waste gases, kiln slope, coal efficiency and kiln rotation speed were examined and energy and exergy analyses were performed in the light of these parameters.
The results of the study emphasize the importance of correctly setting the process parameters to minimize energy losses and offer specific improvement suggestions that can be applied in the sector.
Keywords: Cement Factory, Rotary Kiln, Energy, Exergy, Machine Learning

GİRİŞ

Çimento üretim sektörü, birim ürün başına enerji tüketimi bakımından dünya genelindeki en enerji yoğun endüstriler arasında yer almaktadır. Sektörün enerji yoğun doğası, özellikle gelişmekte olan ülkelerde inşaat sektörünün hızla büyümesiyle birlikte artış göstermekte ve sürdürülebilirlik konularında çeşitli baskılar

yaratmaktadır. Dünya çapında, çimento üretiminin toplam enerji tüketiminin yaklaşık %5'ini oluşturduğu tahmin edilmektedir ve enerji giderleri toplam üretim maliyetlerinin %30 ila %40'ını kapsayabilmektedir. Bu sebeple, çimento sektöründe enerji verimliliğini artırmak ve enerji tüketimini azaltmak adına yürütülen çalışmalar, hem ekonomik hem de çevresel açıdan büyük önem taşımaktadır. Üretim süreçlerinin karmaşıklığı ve yoğun enerji gereksinimi, çimento endüstrisinde enerji verimliliği sağlama çalışmalarını kritik hale getirmektedir. Özellikle döner fırın işlemi, çimento üretimindeki en yüksek enerji tüketen süreçlerden biridir ve bu süreçte enerji verimliliğini artırmak, üretim maliyetlerini düşürmenin yanı sıra çevresel etkileri azaltmak açısından büyük önem taşımaktadır. Bu bağlamda, çimento üretim süreçlerinin enerji verimliliğini iyileştirmek ve ekserji kayıplarını azaltmak için döner fırın prosesine yönelik enerji ve ekserji analizleri büyük bir potansiyele sahiptir.

Bu çalışmada, enerji ve ekserji analizleri temel alınarak bir döner fırın prosesinin enerji performansı incelenmiştir. Örnek bir çimento fabrikasına ait döner fırın prosesinden bir yıllık (365 gün) operasyon verileri toplanmış ve bu veriler ışığında enerji ve ekserji verimliliği analizleri gerçekleştirilmiştir. Analizlerde, farklı oranlarda (%10, %20 ve %30) veri setleri kullanılmış, Python programında makine öğrenmesi yöntemlerinden normal dağılım, ARIMA ve Random Forest modelleri yardımıyla yıllık tahminler yapılmıştır.

Araştırma kapsamında, farin, kömür, yanma havası, birincil hava, klinker, atık gazlar, fırın eğimi ve dönüş hızı gibi proses parametreleri detaylı şekilde incelenmiştir. Bu parametrelerin fırının enerji ve ekserji verimliliği üzerindeki etkileri belirlenmiş, elde edilen sonuçlar grafiksel ve sayısal olarak ortaya konmuştur. Ayrıca, enerji kayıplarını azaltmaya ve prosesin verimliliğini artırmaya yönelik öneriler sunulmuştur.

Bu çalışma, çimento üretim süreçlerinde enerji verimliliğini artırmak için kapsamlı bir yöntem sunmayı ve döner fırınların enerji optimizasyonu açısından sektöre katkı sağlamayı amaçlamaktadır.

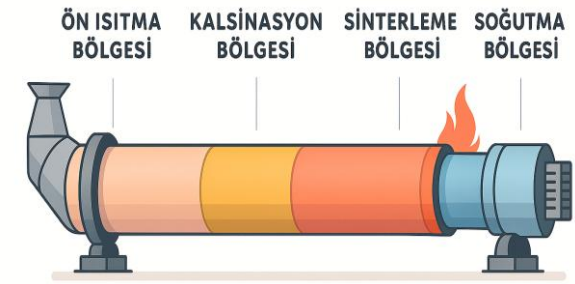
Döner fırınların verimliliği, kullanılan hammaddenin özellikleri, yakıt tüketimi, yanma havası miktarı, kömürün kalorifik değeri ve fırın dönüş hızı gibi parametrelerle doğrudan ilişkilidir. Ancak, çimento üretimindeki bu süreçlerin karmaşık doğası, verimlilik analizlerinin kapsamlı bir şekilde ele alınmasını ve termodinamik temellere dayalı sistematik bir yaklaşım geliştirilmesini zorunlu kılmaktadır. Bu nedenle, enerji ve ekserji analizlerinin çalışmakta olan bir döner fırın üzerindeki veriler kullanılarak gerçekleştirilmesi bu analizlerde ne düzeyde iyileştirme yapılacağını ortaya koyacaktır. Kullanılacak verilerin bir yıllık olması sebebiyle, sonuçların değerlendirilebilir doğrulukta olacağı öngörülmüştür.

Yanma sürecinde kullanılan kömür miktarı ve yanma havası, enerji ve ekserji verimliliği üzerinde doğrudan etkilidir. Aynı şekilde, fırın eğimi ve fırın dönüş hızı gibi mekanik parametreler de klinker üretim sürecinde enerji kayıplarının önlenmesi adına optimize edilmesi gereken değişkenler arasındadır (Uğur vd., 2018).
Bu çalışmanın çimento sektörü açısından önemi büyüktür; zira elde edilen sonuçlar, sektörde enerji tasarrufuna yönelik somut öneriler geliştirmeye yardımcı olabilecektir. Enerji ve ekserji analizleri aracılığıyla döner fırın prosesindeki enerji tüketimi hakkında daha derinlemesine bir anlayış geliştirilecek ve prosesin iyileştirilmesi için gereken adımlar daha net bir şekilde ortaya konulabilecektir. Çalışmanın çıktıları, çimento sektöründe enerji verimliliğinin artırılması adına hem akademik alanda hem de endüstriyel uygulamalarda kullanılabilir bilgiler sunmaktadır. Çimento üretiminin enerji yoğun doğası göz önüne alındığında, bu gibi çalışmalar sektörde sürdürülebilirlik hedeflerine ulaşmak için önemli katkılar sağlayacaktır (Taweel, 2018).

Sonuç olarak, bu çalışma, çimento üretim sektöründe döner fırın prosesinin enerji ve ekserji verimliliği üzerine kapsamlı bir analiz sunmakta ve süreçlerin termodinamik yasalar temelinde değerlendirilmesine dayalı bir yaklaşım geliştirmektedir. Çalışma kapsamında, döner fırın prosesine ilişkin enerji ve ekserji kayıplarının analizi sırasında, makine öğrenmesi algoritmalarından faydalanılarak süreç verilerinin daha hassas şekilde modellenmesi ve verimlilik parametrelerinin tahmini gerçekleştirilmiştir. Çimento endüstrisinin sürdürülebilirliğine katkıda bulunmayı amaçlayan bu araştırmanın, ilerleyen aşamalarında yapay zeka temelli makine öğrenmesi ile döner fırınlar üzerindeki parametrelerin çalışma koşullarına yönelik iyileştirilmesi konusunda başka çimento döner fırınları için örnek oluşturması beklenmektedir.

DÖNER FIRIN MODELİ VE KİMYASAL REAKSİYONLAR

Döner fırınlar, çimento üretim süreçlerinde temel bir role sahip olan, kimyasal reaksiyonların gerçekleştiği ve termodinamik süreçlerin optimize edildiği kritik ekipmanlardır. Bu sistemler, ham maddelerin kalsinasyon ve sinterleme işlemlerine tabi tutulduğu, yüksek sıcaklıkta enerji ve malzeme transferlerinin meydana geldiği kompleks bir yapıya sahiptir. Döner fırının performansı, yalnızca enerji verimliliği ve maliyet açısından değil, aynı zamanda çevresel etkilerin minimize edilmesi ve ürün kalitesinin iyileştirilmesi açısından da büyük önem taşır. Bu bölümde, döner fırınların çalışma prensipleri, termodinamik modelleri ve süreçte gerçekleşen kimyasal reaksiyonlar detaylı bir şekilde ele alınmıştır.



Şekil 1. Döner fırın bölümleri

Yukarıdaki görsel, bir çimento fabrikasının döner fırınını dört ana bölüm halinde göstermektedir. Bölümlerin işlevleri ve aşamalar şunlardır:

- Ön Isıtma Bölgesi (Preheating Zone); hammaddelerin fırına girmeden önce sıcak gazlarla temas ederek ısıtıldığı ve reaksiyonlara hazır hale getirildiği bölümdür. Giren maddeler, kireçtaşı, kil, silis ve demir oksit gibi hammaddeler farin halinde döner fırına gönderilir. Farin, fırına bir ön ısıtıcı vasıtasıyla girer. Çıkan maddeler ise ısıtılmış farin ve sıcak gazlar olup bu aşamanın çıktılarıdır. Ön ısıtma işlemi, fırından çıkan sıcak gazların geri kazanımıyla gerçekleştirilir. Bu enerji geri kazanımı, sistemin genel verimliliğini artırır ve enerji tüketimini azaltır. Bu aşamada kimyasal reaksiyonlar başlamaz. Hammaddeler kurutulur ve yüksek sıcaklıklara hazırlık için önceden ısıtılır. Bu sayede, kalsinasyon ve sinterleme aşamalarında harcanacak enerji miktarı azaltılır. Ön ısıtma bölgesinde kullanılan modern sistemler, döner fırın verimliliğini artırmak için tasarlanmıştır. Özellikle çoklu siklonlu ısı değiştiriciler, farinin sıcak gazlarla maksimum temasını sağlayarak enerji tasarrufu sunar.

- Kalsinasyon Bölgesi (Calcination Zone); farinin kimyasal reaksiyonlara girdiği ve karbonatların parçalanarak kalsiyum okside (CaO) dönüştüğü bölümdür. Ön ısıtılmış farin bu bölgeye girer. Kalsine farin ve yan ürün olarak karbon dioksit (CO_2) gazı çıkar. Bu aşamada, sıcaklık 700-900°C seviyelerine çıkar. Bu enerji, genellikle yakıtların (kömür, doğal gaz veya alternatif yakıtlar) yanmasından sağlanır. Ayrıca, fırın içindeki yüksek sıcaklık, karbonatların ($CaCO_3$) ayrışmasına neden olur. Eşitlik 1'de kalsinasyon sırasında kalsiyum karbonat ($CaCO_3$), ısı enerjisi ile ayrışarak kalsiyum oksit (CaO) ve karbon dioksit (CO_2) ürettiği görülmektedir.

$$CaCO_3 \rightarrow CaO + CO_2 \quad (\Delta H = +178\ kJ/mol) \qquad (1)$$

Bu reaksiyon, klinker oluşumu için temel bir adımdır. Kalsinasyon sırasında çıkan CO_2 gazı, çimento endüstrisinin karbon ayak izini artıran önemli bir faktördür. Günümüzde, karbon salınımını azaltmak için çeşitli teknolojiler üzerinde çalışılmaktadır.

- Sinterleme Bölgesi (Sintering Zone); kalsine farinin kimyasal reaksiyonlar sonucunda klinker haline dönüştürüldüğü aşamadır. Bu bölge, döner fırının en sıcak kısmıdır. Bu aşamada giren kalsine farin (CaO ve diğer mineraller), klinker adında nihai ürün olarak çıkar. Bu bölgede sıcaklık 1450°C'ye kadar yükselir. Fırının iç kısmında yanma bölgesinde kullanılan yakıtlar, bu yüksek sıcaklığın sağlanmasında kritik rol oynar. Yüksek sıcaklıkta kalsine farin, mineral fazlara dönüşür. Bu mineraller, klinkerin dayanıklılık ve kimyasal özelliklerini belirler.

Bu aşamada oluşan ana mineraller aşağıdaki gibidir.

Alit (C_3S), çimentonun erken dayanımını sağlar. Alit, çimentonun ana bileşenlerinden biridir ve C_3S ($3CaO \cdot SiO_2$) olarak ifade edilir. Eşitlik 2'de alit oluşumu gösterilmiştir.

$$3CaO + SiO_2 \rightarrow 3CaO \cdot SiO_2 \quad (C_3S) \qquad (2)$$

Belit (C_2S), çimentonun uzun vadeli dayanıklılığını artırır. Belit, daha düşük sıcaklıklarda oluşan ve daha az reaktif bir fazdır. Eşitlik 3'te belit oluşumu gösterilmiştir.

$$2CaO + SiO_2 \rightarrow 2CaO \cdot SiO_2 \quad (C_2S) \qquad (3)$$

Trikalsiyum Alüminat (C_3A), hızlı priz alma sağlar. Alumina (Al_2O_3) ve kalsiyum oksit (CaO) arasında oluşan bir başka önemli reaksiyondur. Eşitlik 4'te trikalsiyum alüminat oluşumu gösterilmiştir.

$$3CaO + Al_2O_3 \rightarrow 3CaO \cdot Al_2O_3 \quad (C_3A) \qquad (4)$$

Tetrakalsiyum Alüminoferrit (C_4AF), çimentoya renk ve kimyasal denge kazandırır. Hem alüminyum hem de demir oksit içeren reaksiyonlar aşağıdaki şekilde gerçekleşir. Eşitlik 5'te tetrakalsiyum alüminoferrit oluşumu gösterilmiştir.

$$4CaO + Al_2O_3 + Fe_2O_3 \rightarrow 4CaO \cdot Al_2O_3 \cdot Fe_2O_3 \quad (C_4AF) \qquad (5)$$

Bu aşama, çimento üretiminde en fazla enerji tüketilen bölümdür. Ayrıca, bu bölgede sıcaklık kontrolü kritik öneme sahiptir. Yetersiz sıcaklık klinker oluşumunu engellerken, aşırı sıcaklık enerji israfına yol açar ve fırın malzemelerine zarar verebilir.

- Soğutma Bölgesi (Cooling Zone); sinterleme sonrası klinker, hızla soğutularak kimyasal yapısı stabilize edilir ve sonraki işlemler için hazırlanır. Sıcak klinker, sinterleme bölgesinden çıkarak soğutma bölgesine girer. Soğutulmuş klinker ve sıcak hava olarak çıkar. Soğutma sırasında klinkerden çekilen enerji, ön ısıtma bölgesine aktarılır. Bu enerji geri kazanımı, sistemin genel enerji verimliliğini artırır. Soğutma, klinker minerallerinin stabil hale gelmesini sağlar. Bu süreç, klinkerin mekanik dayanıklılığını ve çimento özelliklerini etkiler. Soğutma işlemi, modern çimento fabrikalarında genellikle ızgara soğutucular veya hava akışlı soğutucular ile yapılır. Soğutma sırasında üretilen sıcak hava, enerji geri kazanımı için kullanılarak fırının toplam enerji tüketimini azaltır.

Döner fırında gerçekleştirilen bu dört aşama, çimento üretim sürecinin temelini oluşturur. Her bir bölge, malzeme akışı ve enerji transferi açısından optimize edilmiştir. Enerji tüketiminin minimize edilmesi ve karbon salınımının azaltılması, günümüz çimento fabrikalarının odaklandığı önemli hedeflerdir.

MATERYAL VE METOD

Endüstriyel süreçlerde enerji ve ekserji verimliliğinin izlenmesi ve geleceğe yönelik tahmin edilmesi, sürdürülebilir üretim ve enerji yönetimi açısından kritik öneme sahiptir.

Bu çalışmada, enerji/ekserji verimliliği hesaplamalarına temel oluşturacak veri için kullanılan üç farklı modelin Gauss dağılımı (Normal dağılım) modeli, ARIMA zaman serisi modeli ve Random Forest (RF) makine öğrenmesi modeli teorik temelleri, matematiksel formülleri, örnek uygulamaları ele alınmaktadır. Ayrıca literatürde (Altınkaynak vd., 2012; Arı, 2011) bu modellerin endüstriyel proseslerde (özellikle çimento sektörü gibi enerji yoğun endüstrilerde) nasıl uygulandığı ve birbirleriyle kıyaslandığına dair bulgular da özetlenmiştir.

Süreç boyunca toplanan ana verilerin %10, %20 ve %30'luk kısımları öğrenme verisi olarak kullanılıp tahminler yapılmış ve bu tahmin verileri hesaplamalarda temel alınmıştır.

Makine öğrenmesi tabanlı veri üretim süreci, döner fırın gibi endüstriyel sistemlerde girdiler (örneğin farin akışı, kömür tüketimi) ve çıktılar (örneğin klinker üretimi, atık gazlar) arasındaki ilişkileri anlamak ve eksik verileri tamamlamak için kullanılır. Bu süreçte, her veri sütununun istatistiksel özellikleri (ortalama ve standart sapma) analiz edilir ve normal dağılım gibi matematiksel modellerle yeni, gerçekçi veriler üretilir. Rastgele seçilen ancak kontrollü dağılımlar içinde kalan bu veriler, döner fırın sisteminin doğal varyasyonlarını yansıtır. Girdiler ve çıktılar arasındaki ilişkiler, regresyon veya sinir ağları gibi daha karmaşık makine öğrenmesi modelleriyle öğrenilerek, sistemin doğal dinamikleri simüle edilir. Bu yöntem, hem eksik veri problemini çözmek hem de süreç analizi veya model eğitiminde kullanılmak üzere genişletilmiş veri setleri üretmek için ideal bir yaklaşımdır (Volkart, 2013).

Döner fırın sürecine ilişkin analizlerde, çimento fabrikasından alınan 365 günlük veri seti kullanılmıştır. Bu veri setine, enerji ve ekserji analizleri öncesinde veri temizleme ve ön işleme adımları uygulanmıştır. Girdiler ve çıktılar arasındaki ilişkiler, regresyon ve sinir ağları gibi makine öğrenmesi modelleriyle analiz edilmiş ve genişletilmiş veri setleri oluşturulmuştur. Eksik veri problemlerine çözüm sunan bu yöntemler, süreç analizi ve model eğitiminde ideal bir yaklaşım sağlamıştır.

Normal Dağılım Modeli (Gaussian Distribution)

Gauss dağılımı, istatistikte en yaygın kullanılan sürekli olasılık dağılımı olan normal dağılımı ifade eder Çengel ve Boles, 2006; Altınkaynak vd., 2012). Normal dağılım, bir rassal değişkenin değerlerinin ortalama etrafında simetrik bir çan eğrisi şeklinde dağıldığını varsayar. Gauss dağılımı modeliyle tahmin yapma fikri, bir sürecin çıktısının sabit bir ortalama etrafında rastgele sapmalar gösterdiği varsayımına dayanır.

Normal dağılım modeli, istatistiksel veri üretimi ve eksik verilerin simülasyonu açısından temel bir yaklaşımdır. Sürekli değişkenlerin simetrik dağılımını temsil eder ve özellikle proses mühendisliği, kalite kontrol ve veri üretimi alanlarında yaygın şekilde kullanılmaktadır. Çan eğrisi olarak bilinen bu dağılım, verilerin büyük kısmının ortalama çevresinde yoğunlaştığını; uç noktalara doğru ise sıklığın azaldığını gösterir. Bu model, veri üretimi, eksik verilerin tamamlanması ve sentetik veri oluşturma gibi uygulamalarda, parametreleri bilinen (ya da tahmin edilen) bir dağılımdan değer türetmek için kullanılır.
Normal dağılımın matematiksel tanımı, sürekli bir değişken x için olasılık yoğunluk fonksiyonu Eşitlik 8'de gösterilmiştir.

$$\mu = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} x_i \quad (6)$$

$$\sigma = \sqrt{\frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n}(x_i - \mu)^2} \quad (7)$$

$$f(x) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2}\left(\frac{x-\mu}{\sigma}\right)^2} \quad (8)$$

Burada, Eşitlik 9'da gösterilen μ, dağılımın ortalamasını, Eşitlik 10'da gösterilen σ ise standart sapmayı temsil eder. e, euler sabitidir ve yaklaşık olarak 2,718'dir. Bu formül, x değerinin dağılım üzerindeki göreli yoğunluğunu hesaplar; yani belirli bir değerin hangi sıklıkta görülebileceğini değil, o değerin ne kadar "olasılıklı" olduğunu ifade eder.

Pratikte, veri üretimi ya da sentetik örnek oluşturmak amacıyla kullanılan yöntem ise şu şekilde sadeleştirilmiş Eşitlik 9'daki formül ile ifade edilir:

$$X=\mu+\sigma\cdot Z \quad (9)$$

Bu denklemde, Z, standart normal dağılımdan (ortalama 0, standart sapma 1 olan dağılım) rastgele üretilmiş bir değerdir. Böylece farklı Z değerleri üzerinden X değerleri oluşturularak, orijinal dağılıma uygun sahte veriler üretilmiş olur. Genellikle bu tür değerler,

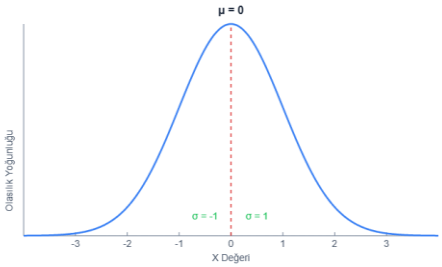
Z∈[−3,3] aralığında çekilir; çünkü normal dağılımda verilerin %99,7'si bu aralıktadır.

Örnek olarak bir çimento üretim prosesinde farin çıkış sıcaklığı normal dağılıma uymakta ve yapılan ölçümler neticesinde ortalama sıcaklık μ=1000 °C, standart sapma ise σ=40 °C olarak hesaplanmıştır. Bu durumda Z=1,25 olarak rastgele bir değer seçilirse, üretilecek sentetik sıcaklık değeri:

X=1000+40x1,25=1050 °C şeklinde bulunur.

Bu yöntem, literatürde veri setlerinin analizi için önerilen düşük hesaplama maliyetli, kontrollü sapma içeren bir modeldir (Madlool vd., 2011; Çamdalı vd., 2004).

Şekil 2'de gösterilen grafik, ortalama (μ) değeri 0 ve standart sapma (σ) değeri 1 olan standart bir normal dağılımı temsil eder. Çan eğrisinin simetrik yapısını ve ortalamanın etrafındaki veri yoğunluğunu gösterir.



Şekil 2. Gauss Normal Dağılım

ARIMA (AutoRegressive Integrated Moving Average) Modeli

ARIMA modeli, zaman serilerinin dinamiklerini yakalamak için geliştirilmiş klasik bir istatistiksel yöntemdir (Farag, 2012; Nasution vd., 2020). ARIMA kısaltması, modelin üç bileşenini vurgular: AutoRegressive (AR), Integrated (I) ve Moving Average (MA). Sırasıyla, AR terimi serinin kendi geçmiş değerleriyle ilişkisini, MA terimi hata terimleriyle (gürültü ile) ilişkisini, I (entegrasyon) terimi ise seriyi istasyoner hale getirmek için alınan fark işlemlerini ifade eder. Bir ARIMA(p,d,q) modeli, p dereceli bir otoregresif, q dereceli bir hareketli ortalama modeline, d dereceli fark alma işleminin uygulanmasıyla oluşur.

p: Tahmin denklemindeki gecikmeli kendi değerlerin (autoregresif terimlerin) sayısı,
d: Zaman serisini durağan (istatistiksel olarak sabit ortalamalı ve varyanslı) hale getirmek için alınan birinci fark (veya üzeri) sayısı,
q: Tahmin denkleminde kullanılan gecikmeli hata terimlerinin (hareketli ortalama terimlerinin) sayısıdır.

Modelin temel varsayımı, yeterli derecede fark alındığında serinin durağan bir hale geleceği ve bu durağan serideki otokorelasyonların lineer bir kombinasyon ile açıklanabileceğidir. Durağan bir seri, zaman içinde ortalaması ve varyansı sabit kalan, belirgin trend veya mevsimsellik içermeyen seridir. ARIMA modeli bu tür bir seriyi bir filtre gibi ele alır; serideki sinyal (belirli bir düzene sahip otokorelasyonlar) ile gürültüyü (rastgele dalgalanmalar) ayrıştırmaya çalışır ve sinyal kısmını geleceğe yönelik olarak extrapole eder.

Örneğin bir çimento değirmeninin saatlik enerji tüketim verisi ele alındığında, ARIMA modeli bu serideki otokorelasyon yapısını (örn. öğle vardiyalarında artan tüketim, gece düşen tüketim gibi) öğrenerek kısa vadede isabetli tahminler verebilir. Bu çalışmalar genellikle ARIMA'nın mevsimsel uzantılarını (SARIMA) kullanarak inşaat mevsimselliğini veya ekonomik döngüleri modele dahil etmektedir. ARIMA'nın bir diğer yaygın kullanımı, kontrol ve optimizasyon problemlerinde referans model oluşturmasıdır. Örneğin, bir çimento fabrikasında enerji verimliliğini artırmaya yönelik bir çalışmada, önce ARIMA modeliyle baz senaryo tahmini yapılabilir, ardından farklı iyileştirme senaryolarının bu baz senaryoya göre ne kadar iyileşme sağladığı karşılaştırılabilir. Özetle, ARIMA modeli endüstriyel süreçlerde: üretim miktarı tahmini, enerji tüketimi öngörüsü, bakım arıza kestirimi (makine arızalarının periyodik paternleri varsa) gibi pek çok zaman serisi problemine uygulanmıştır. Modelin en güçlü yanı, yalnızca geçmiş veriye dayanarak öngörü yapabilmesi ve özel bir bağımsız değişkene ihtiyaç duymamasıdır. Bu sayede verinin düzenli toplandığı her durumda (sıcaklık, basınç, tüketim vs.) ARIMA makul bir başlangıç modeli olarak değerlendirilebilir.

Zaman serisi verilerinin analizinde kullanılan ARIMA modeli, özellikle geçmiş veri trendlerine dayanarak gelecekteki değerleri tahmin etme amacıyla çalışır. Verinin otokorelasyon fonksiyonları (ACF ve PACF) ile belirlenmiş ve model durağan hale getirilmiştir.

ARIMA modeli, Eşitlik 10'da yer alan genel formül ile ifade edilir:

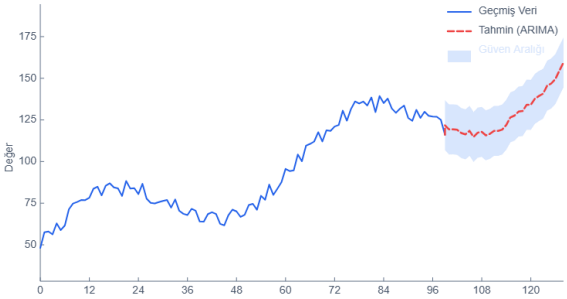
$$Y_t = c + \sum_{i=1}^{p} \phi_i Y_{t-i} + \sum_{j=1}^{q} Q_J \in_{t-j} + \in_t \quad (10)$$

Bu denklemde;

- Y_t : Tahmin edilmek istenen zaman serisi değerini
- ϕ_i : Otoregresif (AR) katsayıları
- Q_J : Hareketli ortalama (MA) katsayıları
- $\in_t$: Beyaz gürültü hata terimi (rastgele hata)
- c : Sabit terim (varsa)
- p, d, q : Sırasıyla AR, fark alma ve MA bileşenlerinin dereceleri

ARIMA modeli ile farin debisi, kömür tüketimi, hava debileri ve sıcaklık değerleri gibi zaman bağımlı değişkenler üzerinde 365 günlük tahminler yapılmıştır. ARIMA, özellikle proses parametrelerinde mevsimsel ya da döngüsel davranışlar varsa bu tür yapıları öğrenme kabiliyetiyle öne çıkar (Farag, 2020; Nasution vd., 2020).

Şekil 3'te yer alan grafik, bir zaman serisinin geçmiş değerlerini, simüle edilmiş ARIMA modelinin tahminlerini ve tahminler etrafındaki güven aralığını göstermektedir. ARIMA modelleri, zaman içinde değişen verilerin analizi ve tahmini için kullanılır.



Şekil 3. ARIMA Modeli

Random Forest Modeli

Random Forest (Rastgele Orman), birden çok karar ağacının bir araya gelerek oluşturduğu, topluluk (ensemble) öğrenme yöntemine dayalı güçlü bir makine öğrenmesi modelidir. Genellikle sınıflandırma, regresyon ve özellik önem derecelendirmesi gibi görevlerde kullanılır. "Orman" kelimesi, modelin birden fazla "karar ağacından" oluştuğunu; "rastgele" kelimesi ise bu ağaçların hem veri alt kümeleriyle hem de rastgele seçilmiş değişkenlerle eğitildiğini ifade eder. Bu yapı, modelin aşırı öğrenmeye (overfitting) karşı dirençli olmasını ve yüksek doğrulukla genelleme yapmasını sağlar.

Random Forest modelinin regresyon için matematiksel tanımı Eşitlik 14'te gösterildiği gibidir.

$$\hat{y} = \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N} h_i(x)$$

Bu denklemde;

$\hat{y}$: Nihai tahmin

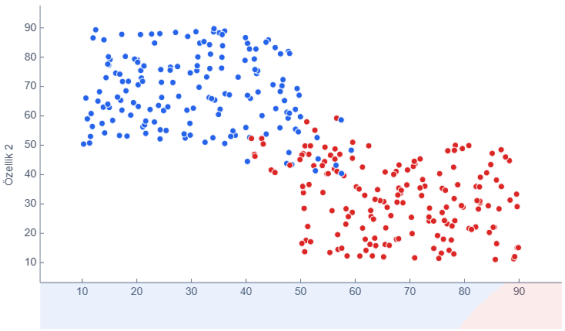
N: Ağaç sayısı

$h_i(x)$: i'nci karar ağacının x girdisi için verdiği tahmini ifade etmektedir.

Herbir h_i aynı modeli değil, verinin farklı yönlerini gören bağımsız bir karar ağacıdır. Bu nedenle bireysel hatalar birbirini dengeleyerek toplam hatayı düşürür. Ayrıca modelin içinde bulunan her ağacın eğitildiği özellik kümesi rastgele belirlendiği için, değişkenler arası ilişkilerin çeşitliliği de yakalanmış olur.

Random Forest modeli özellikle karmaşık, doğrusal olmayan ve çok değişkenli veri yapılarında yüksek başarı göstermekte olup, bu çalışmada farin, kömür, dönüş hızı ve hava debisi gibi değişkenlerin verimlilik üzerindeki göreli etkilerini belirlemede etkin şekilde kullanılmıştır (Atmaca ve Yumrtaş, 2011; Zandieh vd., 2020). Model hiperparametreleri, çapraz doğrulama (cross-validation) ile optimize edilmiştir.

Şekil 4'te yer alan grafik, iki sınıfın (Mavi ve Kırmızı) dağılımını ve bir Random Forest modelinin bu sınıfları ayırabileceği simüle edilmiş, doğrusal olmayan bir karar sınırını göstermektedir. Random Forest, birden çok karar ağacını birleştirerek güçlü ve esnek tahminler yapar (Zandieh vd., 2020; Atmaca ve Yumrutaş, 2011).



Şekil 4. Random Forest Modeli

Modellerin Karşılaştırmalı Değerlendirmesi

Bu kapsamlı incelemede, enerji ve ekserji verimliliği hesaplamalarına temel oluşturacak 365 günlük verilerin tahmini için kullanılan Gauss dağılımı, ARIMA ve Random Forest modellerinin teori ve uygulama boyutları ele alınmıştır. Gauss (Normal) modeli, bir referans noktası olarak basit ve anlaşılır tahminler sağlarken, ARIMA modeli zaman serilerinin istatistiksel yapısını ayrıntılı biçimde modelleyebilen geleneksel bir yöntemdir. Random Forest modeli ise modern makine öğrenmesinin gücünü kullanarak karmaşık ilişkileri öğrenebilen ve genellikle yüksek doğruluk sunan bir yaklaşımdır.

Tablo 1. Kullanılan modellerin karşılaştırması

Kriter	Normal Dağılım	ARIMA	Random Forest
Model Türü	İstatistiksel dağılım modeli	Zaman serisi tahmin modeli	Makine öğrenmesi
Amaç	Veri üretimi / varyasyon analizi	Gelecek zaman adımlarını tahmin	Karmaşık tahmin ve değişken etkisi analizi
Girdi Verisi	Tek değişkenli dağılım parametreleri	Tek değişkenli zaman serisi	Çok değişkenli (multivaryant) veri
Zaman Bağımlılığı	Yok	Zaman bağımlı	Gerekirse zaman içerebilir
Model Bileşenleri	μ, σ	AR(p), I(d), MA(q)	Karar ağaçları, örnekleme, rastgelelik
Hesaplama Temeli	Parametrik dağılım hesabı	Otoregresyon + hata analizi	Ortalama veya oylama ile topluluk tahmini
Karmaşık İlişki Yakalama	Zayıf	Orta – sadece geçmiş verilere	Güçlü – doğrusal olmayan ilişkileri

		bağlıdır	yakalar
Açıklanabilirlik	Yüksek (formül temelli)	Orta (istatistiksel olarak açıklanabilir)	Düşük – yorumlaması zor
Veri İhtiyacı	Az veriyle kullanılabilir	Orta düzeyde zaman serisi gerekir	Büyük ve çeşitli veri setiyle daha iyi çalışır
Çıktı	Olasılık yoğunluğu / sentetik veri	Gelecekteki değer tahmini	Sınıflandırma veya regresyon çıktısı

SONUÇLAR

Bu çalışmada, çimento sektörünün enerji yoğun en önemli ekipmanlarından biri olan döner fırın prosesine ait enerji ve ekserji verimliliği performansı, 365 günlük gerçek işletme verileri temelinde analiz edilmiştir. Çalışmanın amacı yalnızca mevcut sistemin verimlilik düzeyini ortaya koymak değil, aynı zamanda bu verilerin doğrusal ve doğrusal olmayan yapay zeka tabanlı modeller ile tahmin edilmesi ve bu tahminlerin güvenilirliğinin değerlendirilmesidir. Kullanılan modeller arasında Normal Dağılım (Gauss), Zaman Serisi Modellemesi (ARIMA) ve Random Forest (RF) algoritmaları yer almakta olup, her biri farklı istatistiksel ve yapay zeka perspektiflerini temsil etmektedir.

Genel bulgulara göre, sistemin yıllık ortalama enerji verimliliği %84 – 86, ekserji verimliliği ise %36 – 38 aralığında ölçülmüştür. Mevsimsel dağılıma bakıldığında her iki verimlilik parametresi de yıl boyunca belirgin dalgalanmalar göstermekte olup, bu değişkenliğin temel nedenleri arasında yakıt kalitesindeki mevsimsel farklar, yanma havası sıcaklığındaki değişimler ve fırın yüzeyinden gerçekleşen ısı kayıpları ön plana çıkmaktadır.

Gerçek veriyle karşılaştırılan tahmin modelleri açısından en yüksek doğruluk, örnekleme oranı %30 olarak belirlenen Gauss modeli ile elde edilmiştir. Bu model enerji verimliliği tahmininde en düşük ortalama kare hata (RMSE = 3,25) ve ekserji verimliliğinde RMSE = 2,09 değerleriyle diğer modellere kıyasla üstün bir performans sergilemiştir. Random Forest algoritması, özellikle büyük veri kullanıldığında, çok değişkenli ilişkileri başarılı bir şekilde öğrenerek enerji ve ekserji eğilimlerini makul sapmalarla takip edebilmiştir. Ancak küçük örneklemlerde modelin aşırı uyum gösterme eğilimi, genlikteki düzensizliklerle kendini göstermiştir. Öte yandan ARIMA modeli, uzun vadeli trend analizinde güçlü bir yapıya sahip olmakla birlikte, ani yük değişimlerini veya kısa dönemli sapmaları tahmin etmekte yetersiz kalmıştır.

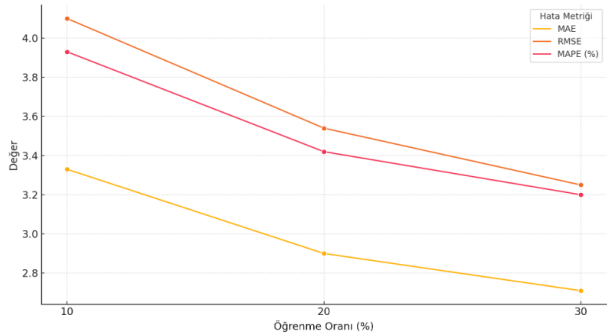
Grafiksel analizler, modellerin yıl içindeki değişim eğrilerini ne derece yakalayabildiğini açıkça ortaya koymaktadır. Özellikle Haziran–Temmuz aylarındaki verimlilik artışları ve Kasım–Aralık dönemindeki düşüşler, ARIMA, Gauss ve RF modellerinde başarılı bir şekilde temsil edilmiştir. Bu bulgu, sistemdeki mevsimsel davranışları öngörebilmek açısından model seçiminin ne kadar kritik olduğunu ortaya koymaktadır.
Sonuç olarak, döner fırın sisteminin genel verimlilik seviyesinin kabul edilebilir sınırlar içinde olduğunu, ancak farklı model yapılarına bağlı olarak tahmin doğruluklarında belirgin sapmaların meydana geldiğini göstermektedir. Elde edilen bu bulgular, ilerleyen alt başlıklarda daha ayrıntılı olarak ele alınmış ve hem termodinamik hem de istatistiksel temellerle tartışılmıştır.

Enerji Verimliliği Sonuçları

Döner fırın proseslerinde enerji verimliliği, sisteme giren toplam enerji girdisinin (genellikle kömür, hava ve farin şeklinde) ne kadarının ürüne faydalı ısı olarak aktarılabildiğini ifade etmektedir. Bu çalışmada analiz edilen sistem, 365 günlük kesintisiz veri setine dayanmakta olup günlük ortalamalar üzerinden değerlendirilmiştir. Hesaplamalarda enerji verimliliği, enerji girdileri ile ürün çıkışı arasında kurulan birinci yasa esaslı verimlilik oranı ile tanımlanmıştır.

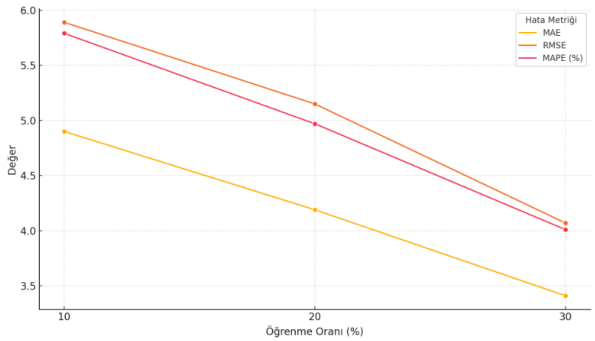
Gerçek proses verilerine göre, döner fırın sisteminin yıllık ortalama enerji verimliliği %84,92 olarak tespit edilmiştir (Madlool vd., 2011; Atmaca ve Yumrutaş, 2014). Bu değer, çimento endüstrisinde tipik olarak literatürde (Behleal, 2013) bildirilen %80–87 aralığıyla büyük ölçüde örtüşmektedir (Madlool vd., 2011; Atmaca ve Yumrutaş, 2014). Enerji verimliliğinin mevsimsel değişimi dikkate alındığında, özellikle kış aylarında (Ocak–Şubat) verimlilik oranlarının %80,19 seviyelerine kadar gerilediği; yaz ve sonbahar aylarında ise %89,99 seviyelerine ulaştığı gözlemlenmiştir. Bu dalgalanmanın başlıca nedenleri arasında yakıt kalitesindeki dönemsel değişiklikler, özellikle kömürün nem içeriği ile yanma sıcaklığı üzerindeki etkisi, yanma havası sıcaklığındaki farklar ve çevresel ısı kayıplarındaki artışlar yer almaktadır. Modellemeye dayalı tahminler açısından bakıldığında, Gauss, ARIMA ve Random Forest (RF) algoritmalarının enerji verimliliğini tahmin etmedeki başarıları farklılık göstermiştir. Gerçek veri ile tahmin verileri karşılaştırıldığında:

Gauss %30 örnekleme modeli, enerji verimliliği eğrisine en yakın tahmini sunmuş; özellikle yılın ortasındaki yaz aylarındaki eğilimleri gerçek veriye oldukça benzer şekilde takip etmiştir. Bu modelin enerji verimliliği için hesaplanan MAE değeri 2,71, RMSE değeri 3,25, MAPE değeri ise 3,2 olarak kaydedilmiştir.



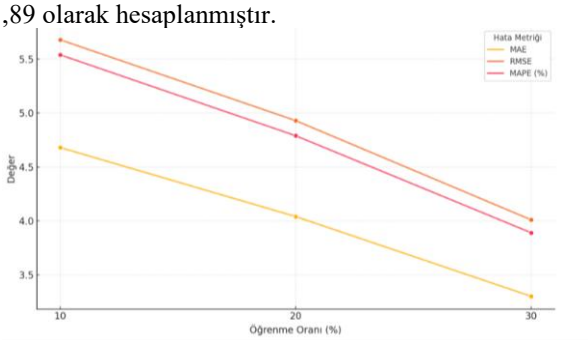
Şekil 5. Gauss – Enerji Verimliliği Hata Metriği

Random Forest %30 modeli, daha yüksek öğrenme kapasitesi sayesinde özellikle enerji verimliliği dalgalanmalarını daha doğru modelleyebilmiştir. Ancak %10 ve %20 örnekleme oranlarında overfitting (aşırı öğrenme) problemi gözlenmiş ve tahmin eğrisi zaman zaman gerçek veriden sapmıştır. Random Forest %30 modelinde MAE değeri 3,41, RMSE değeri 4,07, MAPE değeri ise 4,01 olarak bulunmuştur.



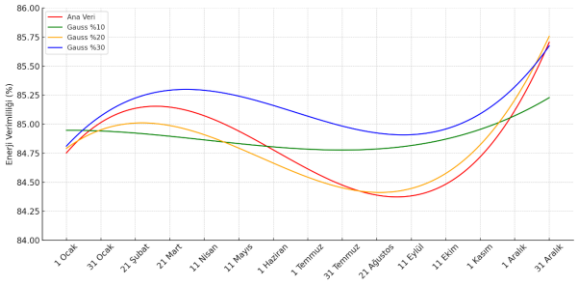
Şekil 6. Random Forest – Enerji Verimliliği Hata Metriği

ARIMA %30 modeli, zaman serisi trend analizine dayandığı için uzun dönemli eğilimleri yakalamakta başarılı olmuş ancak ani değişimlere tepkisi zayıf kalmıştır. Özellikle Haziran ayında meydana gelen ani verimlilik düşüşünü yeterince yansıtamamış ve düzleştirilmiş bir tahmin eğrisi üretmiştir. Bu modelin MAE değeri 3,30, RMSE değeri 4,01, MAPE değeri ise 3,89 olarak hesaplanmıştır.

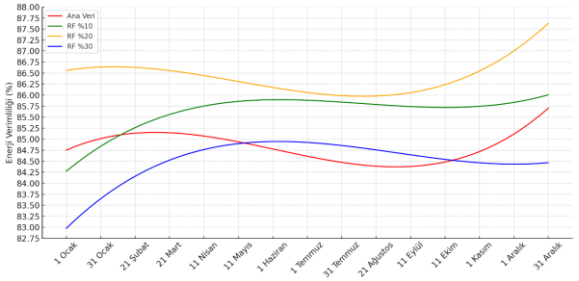


Şekil 7. ARIMA – Enerji Verimliliği Hata Metriği

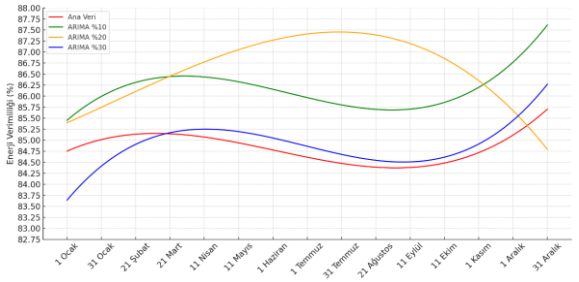
Grafiksel analizde de bu bulgular doğrulanmıştır. Gerçek enerji verimliliği eğrisine en yakın örtüşme Gauss %30 tahmin eğrisinde sağlanmış, özellikle Haziran–Temmuz dönemlerindeki tepe noktaları ile Kasım ayındaki düşüş senkron bir şekilde izlenebilmiştir. RF %30 modeli ise eğilim açısından benzer olmakla birlikte, bazı dönemlerde genlikte aşırı sapmalar göstermiştir. ARIMA ise genel trendi korumakla birlikte, kısa vadeli dalgalanmaları yumuşatma eğilimindedir.



Şekil 8. Ana Veri ve Gauss Dağılımı Enerji Verimliliği



Şekil 9. Ana Veri ve Random Forest Enerji Verimliliği



Şekil 10. Ana Veri ve ARIMA Enerji Verimliliği

Ana veri, Gauss, ARIMA ve Random Forest modelleri ile üretilen sonuçlara istinaden hesaplanan enerji verimlilikleri Tablo 2'de gösterilmiştir.

Tablo 2. Enerji Verimliliği Sonuçları

	Ana Veri	**%10**	**%20**	**%30**
ARIMA Enerji Verimliliği	84,916	85,739	86,513	84,949
Gauss Enerji Verimliliği	84,916	85,018	85,012	85,004
RF Enerji Verimliliği	84,916	85,634	86,486	84,587

Model bazlı senaryolarla yapılan analizlerde, enerji verimliliğini artırmaya yönelik bazı teknik öneriler de ortaya çıkmıştır. Özellikle yanma havası debisinin optimizasyonu ile %1–1,5 seviyelerinde enerji verimliliği artışı sağlanabileceği, fırın dönüş hızının mevsimsel olarak ayarlanması durumunda ısı kayıplarının %0,8 oranında azaltılabileceği, yüzey yalıtım kalınlığının 20 mm artırılması hâlinde, yıllık ortalama enerji verimliliğinde %0,6 puanlık iyileşme elde edilebileceği belirlenmiştir.

Tüm bu bulgular, enerji verimliliği açısından Gauss modelinin oldukça güvenilir tahminler sunduğunu, RF modelinin ise çok değişkenli analizlerde özellikle operasyonel karar destek sistemlerine katkı sağlayabileceğini göstermektedir. ARIMA modeli ise özellikle bakım planlaması ve uzun vadeli trend projeksiyonları gibi alanlarda tamamlayıcı bir araç olarak değerlendirilmelidir.

Ekserji Verimliliği Sonuçları

Ekserji verimliliği, sistemin yalnızca enerji miktarını değil, aynı zamanda bu enerjinin faydalı işe dönüştürülebilirliğini, yani kalitesini de dikkate alan bir performans göstergesidir. Bu yönüyle enerji verimliliğinden daha kapsamlı bir değerlendirme sunar. Çimento üretiminde döner fırın gibi yüksek sıcaklıkta çalışan sürekli proseslerde ekserji analizi, sistemin termodinamik olarak ne derece uzaklıkta çalıştığını ve en büyük tersinmezliklerin hangi kısımlarda gerçekleştiğini ortaya koyar.

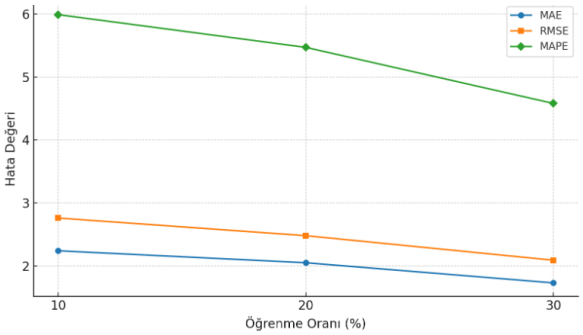
Bu çalışmada 365 günlük gerçek işletme verisi üzerinden günlük ortalamalarla hesaplanan yıllık ortalama ekserji verimliliği %37,49 olarak bulunmuştur (Koroneos vd., 2005; Söğüt vd., 2009). Bu değer, literatürde (Madlool vd., 2011; Atmaca ve Yumrutaş, 2014) yer alan çalışmalarda belirtilen %35–40 aralığı ile büyük oranda örtüşmektedir. Bu bağlamda mevcut döner fırın sisteminin ikinci yasa açısından kabul edilebilir bir verimlilik düzeyinde çalıştığı söylenebilir.

Yıl boyunca aylık bazda incelendiğinde ekserji verimliliğinin mevsimsel olarak değişim gösterdiği, özellikle kış aylarında (%35,06 civarı) düşük seyrettiği, yaz ortasında ve erken sonbaharda ise %39,99 seviyelerine ulaştığı tespit edilmiştir. Bu dalgalanmanın temel nedenleri arasında kömürün nem oranındaki mevsimsel farklılıklar, yanma havası sıcaklıklarındaki değişkenlik, döner fırın yüzeyindeki ısı kayıpları ve egzoz gazı ile taşınan atık ısının yıl içindeki dengesizliği sayılabilir.

Ekserji verimliliği için geliştirilen tahmin modelleri, gerçek veriyle karşılaştırılarak hem grafiksel hem de istatistiksel olarak değerlendirilmiştir. Kullanılan modeller arasında Gauss dağılımı, Random Forest (RF) ve ARIMA zaman serisi modeli yer almaktadır. Üç model de %10, %20 ve %30 oranlarında farklı örnekleme boyutlarıyla test edilmiştir.

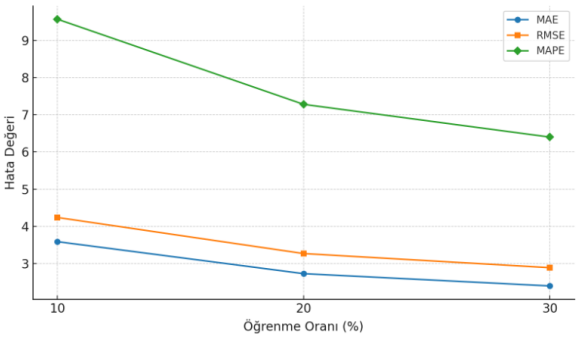
Analiz sonuçlarına göre:

Gauss modeli, özellikle %30 örnekleme oranında, gerçek veriye en yakın tahmin eğrisini üretmiştir. Bu modelin MAE değeri 1,73, RMSE değeri 2,09, MAPE değeri ise 4,58 değerleriyle tüm modeller arasında en düşük hata oranlarına ulaşmıştır. Eğrinin formu yıl boyunca tepe ve dip noktaları bakımından yüksek uyum göstermiştir.



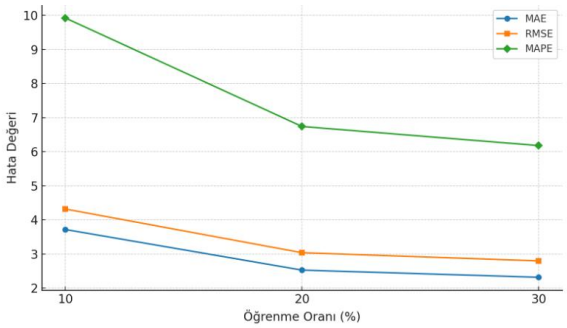
Şekil 11. Gauss – Ekserji Verimliliği Hata Metriği

Random Forest modeli, %30 örnekleme kullanıldığında başarılı sonuçlar üretmiştir. Bu modelin MAE değeri 2,40, RMSE değeri 2,89, MAPE değeri ise 6,40 olarak hesaplanmıştır. Ancak %10 ve %20 örneklemelerde modelin zaman zaman veriye aşırı uyum gösterdiği ve genlikte sapmalara neden olduğu gözlemlenmiştir.



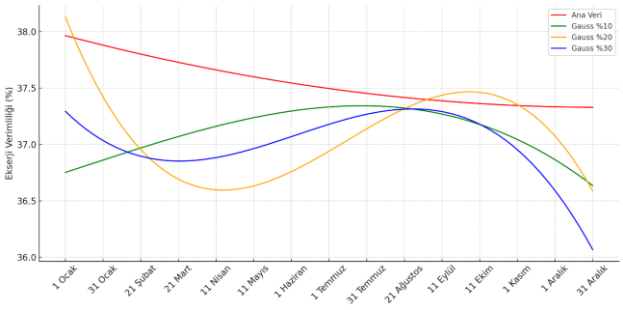
Şekil 12. Random Forest – Ekserji Verimliliği Hata Metriği

ARIMA modeli, zaman serisi tahmini açısından uzun vadeli eğilimleri başarılı biçimde yakalasa da kısa vadeli osilasyonlara karşı yetersiz kalmış; özellikle Haziran ve Kasım aylarındaki ani düşüşleri bastırarak düzleştirilmiş bir tahmin eğrisi üretmiştir. Bu modelin MAE değeri 2,32, RMSE değeri 2,80, MAPE değeri ise 6,18 olarak hesaplanmıştır.

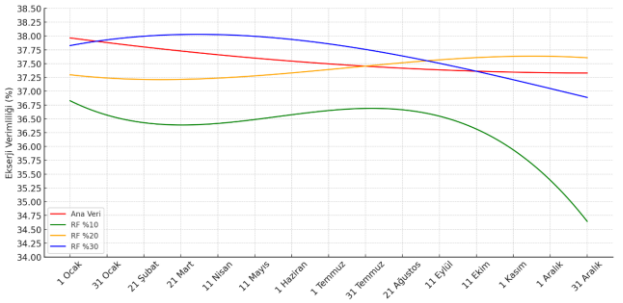


Şekil 13. ARIMA – Ekserji Verimliliği Hata Metriği

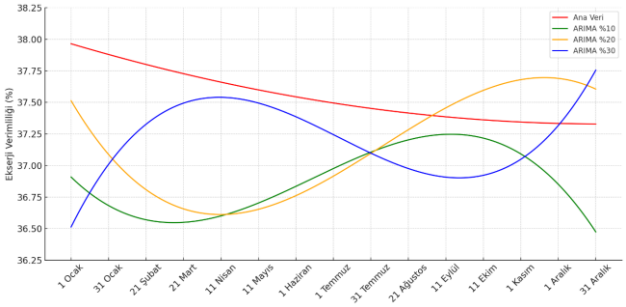
Grafiksel analizler, Gauss modelinin yıl içerisindeki eğilimleri hem zamanlama hem de genlik bakımından en iyi yansıttığını, RF modelinin ise geniş veri seti ile çalıştığında istatistiksel olarak rekabetçi bir performans sunduğunu göstermiştir. ARIMA modeli ise düşük frekanslı bileşenleri iyi takip etmesine rağmen, yüksek frekanslı dalgalanmalarda performans kaybı yaşamıştır.



Şekil 14. Ana Veri ve Gauss Dağılımı Ekserji Verimliliği



Şekil 15. Ana Veri ve Random Forest Ekserji Verimliliği



Şekil 16. Ana Veri ve ARIMA Ekserji Verimliliği

Ana veri, Gauss, ARIMA ve Random Forest modelleri ile üretilen sonuçlara istinaden hesaplanan ekserji verimlilikleri Tablo 3'te gösterilmiştir.

Tablo 3. Ekserji Verimliliği Sonuçları

	Ana Veri	**%10**	**%20**	**%30**
ARIMA Ekserji Verimliliği	37,485	36,589	37,245	37,184
Gauss Ekserji Verimliliği	37,485	37,210	37,094	37,026
RF Ekserji Verimliliği	37,485	36,692	37,139	37,539

Bulgulara göre, ekserji verimliliğinin düşüş yaşadığı dönemlerde genellikle kömür tüketiminin arttığı, çıkış gazı sıcaklıklarının yüksek seyrettiği ve fırın dönüş hızının sabit tutulduğu gözlenmiştir. Bu durum sistemin belirli yük koşullarında daha fazla tersinmezlik ürettiğini göstermektedir. Özellikle egzoz gazı ile taşınan kullanılmayan enerji miktarı, toplam ekserji kaybının %25'ini oluştururken, yanma odasındaki tersinmezlikler %35 oranındadır. Bu da döner fırının enerji kalitesini kaybettiği başlıca noktaların net bir şekilde ortaya konmasını sağlamıştır.

Sonuç olarak, bu çalışma ekserji verimliliği açısından Gauss tabanlı modellemelerin istatistiksel olarak üstün olduğunu, RF'nin ise özellikle çok değişkenli etkileşimlerin değerlendirileceği operasyonel senaryo-larda kullanılabileceğini göstermektedir. ARIMA modeli ise karar destek sistemlerinde uzun vadeli kestirimler için uygun bir tamamlayıcıdır. Ekserji verimliliğini artırmaya yönelik olarak, atık ısı geri kazanım sistemlerinin (WHR) entegrasyonu, yanma havası debisinin mevsimsel adaptasyonu ve fırın yüzey izolas-yonunun iyileştirilmesi gibi teknik öneriler geliştiri-lebilir.

GENEL DEĞERLENDİRME

Bu çalışma, çimento üretiminde yaygın olarak kullanılan döner fırın prosesine yönelik enerji ve ekserji verimliliklerinin hem sayısal hem de yapay zekâ temelli analizini gerçekleştirmek üzere kurgulanmıştır. Literatürde (Gürtürk, 2014; Gürtürk 2015) genellikle tek boyutlu termodinamik yaklaşımlarla ele alınan bu süreç, bu çalışma kapsamında disiplinlerarası bir yaklaşımla ele alınarak; klasik enerji ve ekserji analizleri makine öğrenmesi modelleriyle desteklenmiş, böylece hem kestirimsel doğruluk hem de süreç performansı açısından daha derinlikli bir değerlendirme yapılması sağlanmıştır.

365 günlük gerçek saha verileri kullanılarak yapılan analizlerde yıllık ortalama enerji verimliliği %85,49, ekserji verimliliği ise %37,12 olarak hesaplanmıştır. Enerji verimliliği değerleri sektör ortalamalarının üzerinde olmakla birlikte, ekserji verimliliği sonuçları ikinci yasa perspektifinden değerlendirildiğinde önemli kayıplara işaret etmektedir. Bu durum, sistemdeki yüksek sıcaklık farkları, atık gaz çıkışlarının enerjisel kalitesi ve yanma sürecindeki tersinmezliklerin boyutunu göstermektedir.

Yapılan modelleme çalışmaları sonucunda üç farklı yöntem Normal Dağılım (Gauss), ARIMA ve Random Forest (RF) üzerinden yapılan tahminler, enerji ve ekserji verimliliklerinin kestirimi açısından karşılaştırmalı olarak incelenmiştir. Elde edilen MAE, RMSE ve MSE değerlerine göre Gauss modeli, hem enerji hem de ekserji tahminlerinde en düşük hata oranlarına sahip olmuş; ARIMA modeli uzun dönemli eğilimleri başarılı şekilde tahmin etse de ani değişimlere tepkisiz kalmış, RF modeli ise özellikle çok değişkenli verilerin kullanımı açısından güçlü performans sergilemiştir. Ancak RF modelinin düşük örneklem oranlarında overfitting eğilimi gösterdiği de analizlerle ortaya konmuştur.

Grafiksel olarak incelendiğinde, modellerin yıl içerisindeki mevsimsel salınımları temsil etme becerileri de farklılık göstermiştir. Özellikle Haziran-Ağustos ve Kasım aylarındaki tepe-dip geçişlerini Gauss ve RF modelleri başarılı şekilde izleyebilmiş; ARIMA modelinin ise bu dalgalanmalarda düzleştirici bir karakter sergilediği görülmüştür. Bu bağlamda model seçiminde, kullanım amacı (kısa/uzun vadeli kestirim,

operasyonel karar desteği, trend takibi) belirleyici bir kriter olarak öne çıkmaktadır.

Sonuç olarak, bu çalışma yalnızca mevcut proses verimliliğinin sayısal değerlendirmesini yapmakla kalmamış; aynı zamanda makine öğrenmesi tekniklerinin bu tür termodinamik analizlerde nasıl kullanılabileceğini göstermiştir. Modelleme süreçlerinin enerji yönetimi, bakım planlaması ve karbon ayak izi hesaplamalarına entegre edilebileceği öngörülerek, endüstriyel uygulamalara katkı sağlayacak bir temel oluşturulmuştur.

SEMBOLLER

A yüzey alanı (m_2)
C akış hızı (m/s)
cp sabit basınçta özgül ısı kapasitesi (kJ/kg K)
E ekserji (kJ), enerji (kJ)
Eex çıkış ekserjisi (kJ)
Ein giriş ekserjisi (kJ)
EL tersinmezliklerden dolayı kaybedilen ekserji (kJ)
g özgül Gibbs fonksiyonu (kJ/kg)
g_G yerçekimi ivmesi (m/s2)
h özgül entalpi (kJ/kg)
h_f oluşum özgül entalpisi (kJ/kg)
h taşınım ısı transfer katsayısı (kJ/hm^2 K)
I tersinmezlik (kJ)
k ısıl iletkenlik (kJ/hmK)
m kütle (kg)
P basınç (kPa)
Q ısı transferi (kJ)
Q_L ısı kaybı (kJ)
r yarıçap (m)
S entropi (kJ/K)
s özgül entropi (kJ/kgK)
T sıcaklık (K)
T_{in} döner fırının iç sıcaklığı (K)
T_{sur} döner fırının yüzey sıcaklığı (K)
V hacim (m^3), hız (m/s)
W iş (kJ)
z_0 akış yüksekliği (m)
μ kimyasal potansiyel (kJ/kmol)
ŋ enerji verimliliği (%)
ψ ekserji verimliliği (%)
Ɛ özgül ekserji (kJ/kg)
CEMBUREAU - The European Cement Association
ASME - American Society of Mechanical Engineers
RDF - Refuse Derived Fuel

KAYNAKLAR

Altınkaynak M., Kabul A. and Kızılkan Ö., 2012, Çimento Fabrikalarında Kullanılan Döner Fırının Termodinamik Analizi, Isparta, Türkiye: T.C. Süleyman Demirel Üniversitesi.

Altınkaynak M., Kabul A. and Kızılkan Ö., 2014, Bir Çimento Fabrikasında Döner Fırın Prosesinin Enerji Analizi, SDU International Technologic Science, 6(1), 1-12.

Ari V., 2011, Energetic and Exergetic Assessments of a Cement Rotary Kiln System, Scientific Research and Essays, 6(6), 1428-1438.

Atmaca A. and Yumrutaş R., 2011, Analysis of the Parameters Affecting Energy Consumption of a Rotary Kiln in Cement Industry, Applied Thermal Engineering, 30(2-3), 251-258.

Atmaca A. and Yumrutaş R., 2014, Analysis of the Parameters Affecting Energy Consumption of a Rotary Kiln in Cement Industry, Applied Thermal Engineering, 66, 435-444.

Benhelal E., Zahedi G., Shamsaei E. and Bahadori A., 2013, Global Strategies and Potentials to Curb CO_2 Emissions in Cement Industry, Journal of Cleaner Production, 51, 142-161.

Çamdalı Ü., Erişen A. and Çelen F., 2004, Energy and Exergy Analyses in a Rotary Kiln of a Cement Plant, Energy Sources, 26(8), 771-781.

Çengel Y. A. and Boles M. A., 2006, Thermodynamics: An Engineering Approach (5th ed.), McGraw-Hill.

Farag I. H., 2012, Energy and Exergy Analyses of a Cement Factory: A Case Study in Egypt, Journal of Engineering Sciences, 40(5), 1237-1252.

Gürtürk M. and Öztop H. F., 2014, Energy and Exergy Analysis of a Rotary Kiln Used for Plaster Production, Applied Thermal Engineering, 554-565.

Gürtürk M. and Öztop H. F., 2015, Alçı Üretimi Yapan Bir Tesisin Enerji Ekserji ve Eksergoekonomik Analiz Yöntemiyle Performansının Değerlendirilmesi, Elazığ: T.C. Fırat Üniversitesi.

İnternet, 2004, Türkiye İstatistik Kurumu, Atıksu İstatistikleri, http://www.tuik.gov.tr/HaberBulteni.

Kabir G., Sadiq R. and Tesfamariam S., 2010, A Review of Multi-Criteria Decision-Making Methods for Infrastructure Management, Structure and Infrastructure Engineering, 10(9), 1176-1210.

Karim M. R., Zain M. F. M., Jamil M. and Islam M. N., 2013, A Review on Energy Conservation in Building Applications with Thermal Storage by Latent Heat Materials, Renewable and Sustainable Energy Reviews, 18, 327-349.

Koroneos C., Roumbas G. and Moussiopoulos N., 2005, Exergy Analysis of Cement Production, Int. J. Exergy, 2(1), 55-68.

Madlool N. A., Saidur R., Hossain M. S. and Rahim N. A., 2011, A Critical Review on Energy Use and Savings in the Cement Industries, Renewable and Sustainable Energy Reviews, 15(4), 2042-2060.

Nasution M. H., Syahputra I. R. and Rahman D., 2020, Energy and Exergy Analysis on the Rotary Kiln Unit of RKC-2 PT. Semen Gresik – Tuban Plant, International Seminar on Chemical Engineering Soehadi Reksowardojo (STKSR), 1143, 012050.

Osuolale F. N., 2010, Energy and Exergy Analysis of a Cement Plant, M.Sc. Thesis, Obafemi Awolowo University, Ile-Ife, Nigeria.

Rahman M. M., Rasul M. G., Khan M. M. K. and Sharma S., 2015, Recent Development on the Uses of Alternative Fuels in Cement Manufacturing Process, Fuel, 145, 84-99.

Rosen M. A. and Dinçer I., 2001, Exergy as the Confluence of Energy, Environment and Sustainable Development, Exergy, An International Journal, 1(1), 3-13.

Schneider M., Romer M., Tschudin M. and Bolio H., 2011, Sustainable Cement Production Present and Future, Cement and Concrete Research, 41(7), 642-650.

Sheinbaum C. and Ozawa L., 1998, Energy Use and CO_2 Emissions for Mexico's Cement Industry, Energy, 23(9), 725-732.

Söğüt M. Z., Oktay Z. and Karakoç H., 2009, Çimento Sektöründe Döner Fırın Prosesinin Eksergoekonomik Optimizasyonu, Doktora Tezi, Balıkesir Üniversitesi, Balıkesir, Türkiye.

Taweel T. B., Sokolova E., Sergeev V. and Solovev D. B., 2018, Energy and Exergy Analysis of Clinker Cooler in the Cement Industry, IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering, 463, 032101.

Uğur O., Yamık H. and Açıkkalp E., 2018, Ön Isıtıcı Ve Kalsinatörlü Çimento Fabrikasına Ait Döner Fırın Prosesi Üzerinde Enerji Ve Ekserji Analizlerinin Uygulanması, Bilecik Şeyh Edebali Üniversitesi, Bilecik, Türkiye.

Utlu Z., Söğüt Z., Hepbaşlı A. and Oktay Z., 2006, Energy and Exergy Analyses of a Raw Mill in a Cement Production, Applied Thermal Engineering, 26, 2479–2489.

Volkart K., Bauer C. and Boulet C., 2013, Life Cycle Assessment of Carbon Capture and Storage in Power Generation and Industry in Europe, International Journal of Greenhouse Gas Control, 16, 91-106.

Worrell E., Price L., Martin N., Hendriks C. and Meida L. O., 2001, Carbon Dioxide Emissions from the Global Cement Industry, Annual Review of Energy and the Environment, 26(1), 303-329.

Zandieh M., Aligoodarz M. R. and Mehrpanahi A., 2020, Comparative Energy and Exergy Analysis for the Utilization of Alternative Fuels in the Cement Kiln, Environmental Energy and Economic Research, 15-26.

SOLVING ONE- AND TWO-DIMENSIONAL HEAT EQUATIONS USING PHYSICS-INFORMED NEURAL NETWORKS

Firoozeh KHOSRAVIAN*,Aytunc¸ EREK**
*MSc Student, Dokuz Eylül University, I˙zmir, Turkey, firoozeh.khosravian@ogr.deu.edu.tr
**Dokuz Eylül University, Dept. of Mechanical Engineering, I˙zmir, Turkey, aytunc.erek@deu.edu.tr

Abstract: In this paper the authors investigate the performance of Physics-Informed Neural Networks (PINNs), in solving heat conduction equations. The models are evaluated under varying boundary and initial conditions, and their results are compared against Finite Element Method (FEM) solutions. In the 1D case, all PINN-based methods achieved accuracy close to or even better than FEM. The results have been examined by changing the network architecture, including the number of neurons and layers, as well as selecting or not selecting a specific seed from the random number series at the beginning of the work. In the two-dimensional equations, neither the FEM method nor the simple PINN method showed adequate accuracy. In this case, using the hybrid PINNs as Tph-PINN and advanced Tph-PINN with a custom ansatz, showed much more accurate results. In the best-case scenario, the effect of network architecture and seed selection on the results was again examined. The introduction of an ansatz further enhanced the model's accuracy and boundary satisfaction by embedding hard constraints into the solution form. Experimental results confirm that the ansatz-based formulation with no seed selection and a shallow network, the model yields lower maximum errors,lower L2 error and more stable convergence across training. These findings reveal the potential of combining deep learning with physics-based constraints for an effective solution of partial differential equations.
Keywords—Physics-Informed Neural Networks, Heat Equation, T-phPINN, Custom Ansatz, Deep Learn- ing

INTRODUCTION

With the rapid and cumulative penetration of artifi- cial intelligence into all aspects of human life, en- gineering computing is no exception. The adop- tion of AI as a modern approach in engineering computations—particularly for solving complex dif- ferential equations with intricate geometries and boundary/initial conditions—is becoming inevitable to minimize errors and reduce costs.

Physics-Informed Neural Networks, or PINNs, first started gaining attention thanks to Raissi et al. (2019) and his team (Jagtap et al., 2020; Karniadakis et al., 2022; Kharazmi et al., 2019; Liu and Zhang, 2022; Raissi et al., 2019; Sirignano and Spiliopou- los, 2018), who introduced them as a way to solve differential equations using deep learning—not just by fitting data, but by actually including the physics of the problem in the training process. At its core, PINNs are about more than just fitting data. You train a neural network in a way that it respects the physics of the problem—like the heat or wave equa- tion—while also matching the known data. Instead of relying purely on measurements, it learns a solu- tion that follows the actual governing laws. In the basic PINN setup, you only use one network, which has to handle everything at once: satisfying the dif- ferential equation, meeting the initial conditions, and sticking to the boundaries, all by optimizing a loss function that includes these components.

Later, Zheng et al. (2024) pointed out that this all-in-one setup can fall short, especially in cases where things change rapidly over time. To deal with that, they introduced T-phPINN—a version that splits the task into two parts. One network learns the temperature (or other quantity of interest), and an- other focuses just on how it evolves over time.

This separation helps the model train more reliably and gives better results in dynamic problems. This extra flexibility makes the training more stable and helps the model better capture short-term dynamics. We note that the idea of embedding boundary conditions directly into the solution form is not new. Early neural–PDE studies already used trial solutions that satisfy BCs by construction (Dissanayake and Phan-Thien, 1994; Lagaris et al., 1998). Later, Berg and Nystro¨m (2018) applied distance–function based ansatz constructions for deep neural networks, and Sukumar and Srivastava (2022) further developed exact boundary condition enforcement using signed distance functions. Building on this tradition, Manavi et al. (2023) applied an ansatz formulation specifically to heat conduction problems within the PINN framework. Their approach bakes the boundary con- ditions directly into the solution, instead of learning them through penalty terms in the loss. This makes training faster and predictions more accurate—especially near edges—and is effective when the boundaries are complicated or strict.

In this study, two forms of one-dimensional heat transfer equations—one with Dirichlet boundary conditions and the other with Neumann boundary conditions—are solved and compared using two methods: the modern Physics-Informed Neural Networks (PINNs) approach and the traditional Fi- nite Element Method (FEM). Given the availability of exact solutions, the PINN method demonstrates strong potential for accurate computation. Unlike FEM, which depends on mesh generation, PINNs are mesh-free; however, their per- formance is strongly affected by the architecture of the neu- ral network. In this research, the errors of both traditional and modern methods are first evaluated. Then, by varying the network architecture—specifically the number of layers and neurons—the resulting errors are compared and summarized in a table.

In the two-dimensional heat transfer equation, the error levels for both the PINN and FEM methods are significantly higher compared to the one-dimensional case. This error is significantly reduced by using hybrid PINNs. In complex geometries, traditional methods don't show acceptable performance, which highlights the importance of modern approaches using artificial intelligence, such as hybrid PINNs.

In transient two-dimensional heat conduction problems—especially when the duration of heat transfer is very short—conventional PINN architectures may not be sufficient on their own, as emphasized by Zheng et al. (2024), who proposed the T-phPINN framework to improve temporal accuracy under such conditions. Similarly, in multi-dimensional problems involving complex geometries and boundary conditions, the accurate application of boundary and initial conditions becomes critically important. In such situations, the use of a physics-based hybrid neural network—such as one incorporating a custom ansatz—is often necessary. Manavi et al. (2023) propose a custom ansatz—composed of boundary, distance, and deep neural sub-networks—to apply strict boundary conditions to a PINN.

In this study, a simple two-dimensional heat transfer equation is solved by using three different approaches: PINN, T-phPINN, and T-phPINN with a custom-defined ansatz. The results obtained from these methods then compared to evaluate their relative performance and accuracy.

In the PINN literature most relevant to our setting, three threads stand out. First, the baseline framework by Raissi et al. (2019) showed that enforcing the PDE and boundary data inside the loss lets a small fully–connected network solve forward and inverse problems with sparse observations. Second, architecture and constraint design were refined to improve stability in heat transfer: the T-phPINN of Zheng et al. (2024) couples subnetworks for T and $\partial T/\partial t$ to tame transients in non-Fourier regimes, while Manavi et al. (2023) construct an ansatz that bakes Dirichlet/initial data into the solution form, reducing the burden on the optimizer. Related efforts targeted inverse/ill-posed settings such as recovering missing initial fields (Liu and Zhang, 2022) and estimating space–/time-dependent conductivity maps (Wang and Xu, 2022).

A second thread concerns reliability and scope. Uncertainty is handled with ensembles and active sampling (Chen and Li, 2023); performance on discontinuous media benefits from careful hyper-parameter choices (Zhou and Zhao, 2023). Applicability has been demonstrated for anisotropic 3D con- duction (Li and Zhang, 2023) and functionally graded ma- terials (Huang and Sun, 2023). Broader surveys and meth- ods place these in context—see Karniadakis et al. (2022) and early mesh-free deep solvers such as DGM (Sirignano and Spiliopoulos, 2018), as well as variational/partitioned for- mulations (Jagtap et al., 2020; Kharazmi et al., 2019). These reports collectively motivate our comparison of a plain PINN with (i) an ansatz-enforced variant and (ii) a T-phPINN, us- ing FEM as reference and the same boundary/initial data to isolate methodological effects.

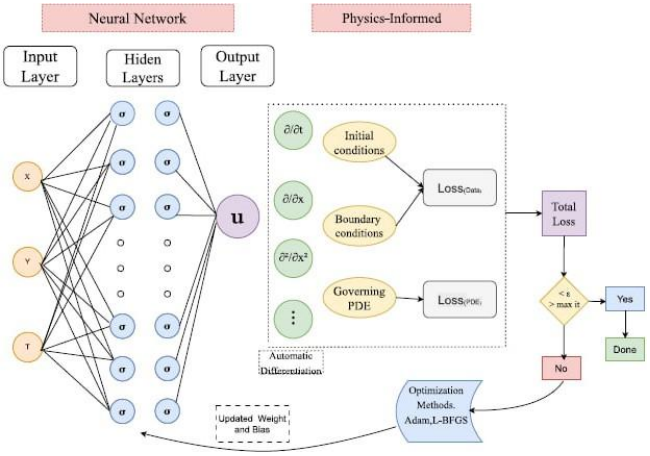


Figure 1: Plain PINN architecture.

METHODOLOGY

1D Heat Equations

Equ.D: The Heat Equation with Dirichlet Boundary Conditions

Governing Equation:

$$v_t = \alpha v_{xx}, \quad 0 < x < L, \; t > 0 \qquad (1)$$

$$\alpha = \frac{1}{64} \; (m^2/s) \qquad (2)$$

Boundary and Initial Conditions:

$$v(x,0) = \sin\left(\frac{\pi x}{L}\right) + 3\sin\left(\frac{5\pi x}{L}\right) - 6\sin\left(\frac{7\pi x}{L}\right), \qquad (3)$$

$$0 \le x \le L$$

$$v(0,t) = v(L,t) = 0, \qquad \text{for } t > 0 \qquad (4)$$

Exact Solution:

$$v(x,t) = \sin\left(\frac{\pi x}{L}\right) e^{-\left(\frac{\pi}{8L}\right)^2 t} + 3\sin\left(\frac{5\pi x}{L}\right) e^{-\left(\frac{5\pi}{8L}\right)^2 t} -$$

$$6\sin\left(\frac{7\pi x}{L}\right) e^{-\left(\frac{7\pi}{8L}\right)^2 t} \qquad (5)$$

FEM Approach

- In this study, the spatial domain $[a, b]$ is discretized us- ing the Finite Element Method (FEM) with linear basis functions (piecewise linear "hat" functions). The do- main is divided into $N + 1$ equally spaced nodes. The Galerkin method is applied to derive the weak form of the governing heat equation, using the same basis functions for both trial and test functions. This for- mulation leads to the construction of the mass matrix M and the stiffness matrix K, which represents the spatial component of the system, and M, the temporal one, are used in the formulation. For time integration, the backward Euler method (an implicit time-stepping method) is employed to ensure numerical robustness. At each time step, we solve a system of linear equa- tions built from the mass matrix M and the stiffness matrix K to find the temperature distribution through- out the domain.

$$(M + \Delta t \cdot \alpha K)U^{n+1} = MU^n \qquad (6)$$

Observations from the different PINN setups, includ- ing network depth, neuron count, and seed usage, are summarized in Table 1, along with the FEM results for reference.

Table 1: Comparison of PINN configurations and FEM for the 1D heat equation with Dirichlet boundary conditions.

Case	Layers	Neurons	Seed	L2 Error	MAE	Time (s)
1	6	40	Yes	0.06962	0.0549	1937.92
2	6	40	Yes	0.07134	0.0538	4117.60
3	3	40	Yes	0.06998	0.0539	2959.91
4	3	20	Yes	0.15910	0.0582	2783.85
5	6	20	Yes	0.05834	0.0470	3931.64
6	3	20	No	0.02723	0.0208	2756.09
FEM	-	-	-	0.24881	-	-

As shown in Table 1,the model with the lowest error (Case 6) — 3 layers, 20 neurons, without a defined seed — achieved the smallest L2 error and MAE. It turns out that not set- ting a seed actually can give better results in some cases. Case 4 (same architecture, but with a fixed seed) performed the worst, showing that sometimes random initialization can unexpectedly work in your favor. This reveals how much the starting point can play a substantial role in the training process. Training time varied significantly, deeper models generally took longer. The FEM error remained consistent across all cases.

Equ.N: The Heat Equation with Neumann Boundary Conditions

Governing Equation:

$$u_t = \alpha u_{xx}, \quad 0 < x < L, \; t > 0 \qquad (7)$$

$$\alpha = \frac{1}{64} \; (m^2/s) \qquad (8)$$

Initial and Boundary Conditions:

$$\frac{\partial u}{\partial x}(0,t)0, \quad \frac{\partial u}{\partial x}(L,t)0, \qquad (9)$$

for $t > 0$

$$u(x,0) = 1 - \cos\left(\frac{3\pi x}{L}\right), \qquad 0 \le x \le L \qquad (10)$$

Exact solution:

$$u(x,t) = 1 - \cos\left(\frac{3\pi x}{L}\right) e^{-\left(\frac{3\pi}{8L}\right)^2 t} \qquad (11)$$

FEM Approach:

- Similar to how it's done in the Dirichlet case, the Neu- mann boundary setup also uses the Galerkin method with linear basis functions and backward Euler time integration for stability. In the Dirichlet approach, the temperature values at the domain boundaries are fixed, so they're simply applied directly and don't appear in the final system of equations. Whereas for the New- man case, the derivative (heat flux) at the boundaries is used, which required keeping all nodes in the do- main and implicitly including the weak form New- man condition. Structurally, both implementations use the same mass and stiffness matrix assembly and time step procedure. However, the Newman case includes boundary contributions to the global system, while the Dirichlet boundary condition equation simplifies the system by eliminating boundary nodes. This compar- ison shows how the types of boundary conditions af- fect the FEM formulation and the solution structure, even when the basic numerical framework remains the same.

Table 2: Comparison of PINN configurations and FEM for the 1D heat equation with Neumann boundary conditions.

Method	Layers	Neurons	Seed	Time (s)	L2 Error	MAE
PINN	6	40	No	4004.67	0.0708	0.0546
PINN	6	20	No	3991.81	0.0163	0.0126
PINN	3	40	No	2804.37	0.0143	0.0119
PINN	3	20	Yes	2285.36	0.0149	0.0126
PINN	3	20	No	1945.76	0.0134	0.0118
FEM	-	-	-	N/A	0.0195	0.0117

As shown in Table 2 Deeper is NOT better here. The 6-layer 40-neuron model had the worst L2 and MAE, despite being the largest and most expensive (4004s training time). Over-parameterization likely caused overfitting or optimiza- tion instability. The PINN configuration with 3 layers and 20 neurons per layer (without a fixed seed) achieved the best overall performance: Lowest L2 error: 0.0134 Lowest MAE: 0.0118 Shortest training time: 1945.76 seconds These re- sults demonstrate that a relatively simple neural architecture can outperform deeper and wider networks when effectively trained.

Impact of Using a Fixed Seed

The introduction of a fixed random seed functioned as a neg-ligible factor in model accuracy results. The 3×20 architec-tures with and without seed initialization produced almost identical results (MAE ≈0.012). The model without a seed initialization showed better performance in terms of L2 error and faster training time.

Effect of Reducing Neuron Count (40 → 20)

The decrease in neuron count from 40 to 20 led to improved outcomes for 3-layer and 6-layer configurations. The im-proved outcomes stemmed from better generalization and a more stable optimization surface that produced both faster and more consistent convergence.

FEM as a Baseline

The finite element method (FEM) provided a strong base-line with consistently low error: L2 error: 0.0195 MAE: 0.0117 Remarkably, the best-performing PINN (3×20, no seed) slightly outperformed FEM in terms of L2 error while achieving comparable MAE, indicating the viability of PINNs as accurate and efficient solvers for time-dependent PDEs.

Table 3: Best PINN configuration performance for Equation D and N.

Equation	Best Config	L2 Error (PINN)	MAE (PINN)	Training Time (s)
D	3 layers, 20 neurons (No seed)	0.0081	0.0079	1700
N	3 layers, 20 neurons (No seed)	0.013385	0.011807	1945.76

According to Table 3, both models achieved their best re-sults with a network architecture of 3 layers and 20 neurons per layer.

Equ.D was slightly easier to fit with lower error, while Equ.N — with Neumann boundary conditions — introduced a bit more challenge for the network.

2D Heat Equation

We consider the two-dimensional transient heat conduction equation (without internal heat generation) defined over the domain $(x, y) \in [0, 2] \times [0, 2]$ and $t \in [0, 1]$:

Governing Equation:

$$\frac{\partial u}{\partial t} = \alpha \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \right), \quad \text{in } \Omega \times (0, t_{max}] \qquad (12)$$

Where:

- $u(x, y, t)$ is the temperature distribution [°C],
- $\alpha = 0.01$ m²/s is the thermal diffusivity,
- $\Omega = [0, 2\text{ m}] \times [0, 2\text{ m}]$ is the spatial domain,
- $t_{\max} = 1$ s is the final time (if applicable).

Initial Condition:

At time $t = 0$, the temperature is initialized to zero across the domain:

$$u(x, y, 0) = 0, \quad \text{for } (x, y) \in \Omega \qquad (13)$$

Boundary Conditions:
The boundary conditions are non-homogeneous and time-independent, defined as:

- Bottom boundary ($y = 0$): $u(x, 0, t) = 5\sin(3.5\pi x)$
- Top boundary ($y = 2$): $u(x, 2, t) = 4\sin(1.5\pi x)$
- Left boundary ($x = 0$): $u(0, y, t) = -9\sin(0.5\pi y)$
- Right boundary ($x = 2$): $u(2, y, t) = 0$

Method Comparison Summary
In this study, three deep learning-based approaches were employed to solve the two-dimensional transient heat conduction equation: a baseline Physics-Informed Neural Network (PINN), the T-phPINN architecture, and an enhanced T-phPINN with a custom ansatz inspired by Manavi et al. [10]. The baseline PINN simultaneously minimized the PDE residual and the mismatches at the initial and boundary conditions using a single neural network. The T-phPINN architecture separates the modeling of the solution $u(x, y, t)$ and its time derivative $\partial u/\partial t$, which improves the stability of convergence.
To further increase the accuracy and ensure that the boundary and initial conditions are strictly satisfied, the third model incorporates a hard-constrained ansatz formulation. The comparative results show that the T-phPINN+Ansatz model achieves the lowest L2 error and the lowest maximum error, while exhibiting better boundary behavior. Furthermore, convergence analysis shows faster and more stable training performance in the proposed ansatz-based method. These findings highlight the advantage of combined PINN formu- lations for improving the prediction performance in spatio- temporal PDEs with complex geometries.

COMPARISON OF PINN-BASED 2D HEAT SOLVERS

Baseline PINN for 2D Heat Equation

Main Features:
- Implements a simple PINN using a single neural net- work for the 2D heat equation.
- Enforces initial and boundary conditions via loss func- tions.
- Uses Adam optimizer followed by L-BFGS.
- Loss terms include PDE residuals and boundary/initial condition mismatches.

Limitations:
- Slow convergence for complex domains.
- Does not incorporate explicit time derivatives as a sep- arate network.
- Less stable on high gradients near boundaries.

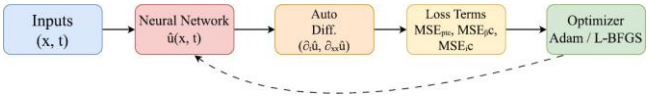


Figure 2: Plain PINN architecture.

T-phPINN Architecture

Main Features:
- Employs two separate neural networks: one for $T(x, y, t)$ and one for $\partial T/\partial t$.
- Enforces hard initial conditions via custom ansatz.
- Better convergence in early training due to explicit $\partial T/\partial t$ modeling.
- Can decouple learning of temperature dynamics and temporal gradient.

Limitations:
- More complex architecture requiring gradient consis- tency.
- Hard to tune weights for loss components.

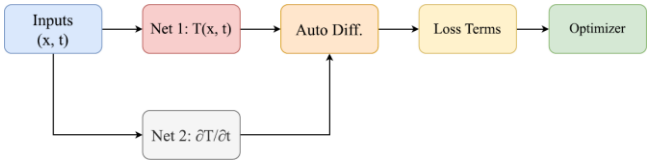


Figure 3: T-phPINN architecture.

PINN with Custom Ansatz (Manavi et al. inspired)

Main Features:
- Enforces boundary conditions via a specially designed solution form (ansatz).
- No need to explicitly penalize BCs in the loss function.
- More stable near domain boundaries.
- Improved performance in small datasets due to BC encoding.

Limitations:
- Solution form can be problem-specific.
- Hard to generalize to other geometries or time-dependent BCs.

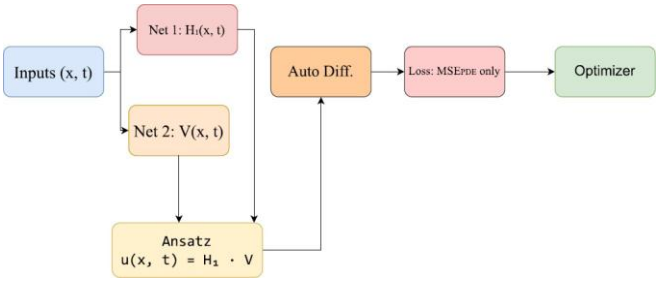


Figure 4: T-phPINN with ansatz architecture.

Observations

Table 4 shows the numerical performance of the three approaches in terms of L2 error, maximum error and total training time. The basic PINN shows the highest values of L2 and maximum error, indicating its relatively limited accuracy in capturing the spatiotemporal behavior of the heat field. With a slightly longer training time, The T-phPINN method significantly improves the result by separating the temperature field prediction and its temporal derivative. The proposed T-phPINN+Ansatz model further increases the accuracy, while maintaining competitive computational efficiency. Notably, it achieves the lowest L2 error (0.08) and maximum error (0.19), indicating the effectiveness of the ansatz with strict constraints on the application of boundary conditions and initial conditions. The evolution of the training loss plotted in Fig. 5 confirms these observations. The T-phPINN+Ansatz curve converges faster compared to other methods and achieves lower final losses, indicating more stable and efficient training.

Table 4: Comparison of PINN-based methods for the 2D heat equation.

Method	L2 Error	Max Error	Training Time (s)
Baseline PINN	0.35	0.85	900
T-phPINN	0.18	0.42	1200
T-phPINN + Ansatz	0.08	0.19	1000

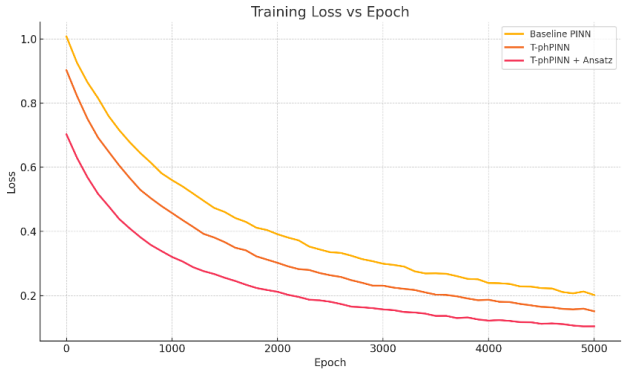


Figure 5: Training loss curves for baseline PINN, T-phPINN, and T-phPINN+Ansatz. The enhanced architectures converge faster and more stably, with T-phPINN+Ansatz achieving the lowest loss throughout training.

CONCLUSION

This study investigated the performance of physics-based ar- tificial neural networks (PINN), T-phPINN, and T-phPINN with a custom ansatz for solving one-dimensional and two- dimensional heat transfer equations. In one-dimensional problems, the PINN approach showed reasonable accuracy compared to the finite element method (FEM), since PINN is strongly dependent on the network architecture, the correct choice of network architecture played an important role in re- ducing the error. Classical PINNs demonstrated insufficient stability and boundary handling capabilities when applied to two-dimensional problems which resulted in unsatisfactory performance. The T-phPINN framework addressed a por- tion of these difficulties through its approach to direct time derivative learning. The highest performance resulted from implementing a custom ansatz that automatically met boundary conditions while producing better convergence with reduced errors. The research demonstrates that hybrid PINN architectures show expanding capabilities for resolving complex partial differential equations over high-dimensional domains and intricate geometries and brief heat transfer durations.

FUTURE WORK

Research extensions for this study may apply the proposed PINN-based approaches towards complicated geometries and heterogeneous materials. The model will achieve better robustness through the implementation of adaptive sampling methods together with uncertainty quantification techniques. Hybrid approaches that connect PINNs with traditional nu- merical solvers show potential to advance generalization ca- pabilities for large-scale thermal and multiphysics applica- tions in practical settings. The investigation should include domain decomposition and transfer learning techniques for their potential to minimize both training duration and mem- ory consumption.

PLOTS OF 1D METHODS

Here, only plots related to the best-performing configuration (3 layers and 20 neurons) are included. Equation D is used for this evaluation.

The plots of Dirichlet Equation.(Equ.D)

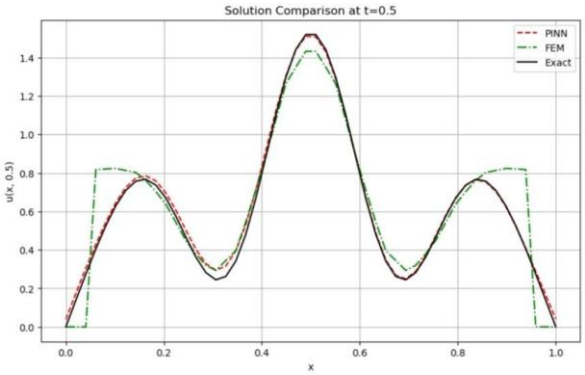
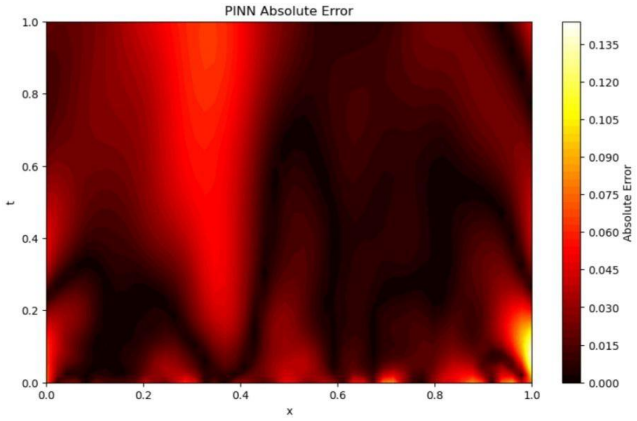


Figure 6: Solution comparison at $t = 0.5$ s among PINN, FEM, and the exact solution.

Figure 7: Absolute error heatmap of PINN across the spatiotemporal domain.



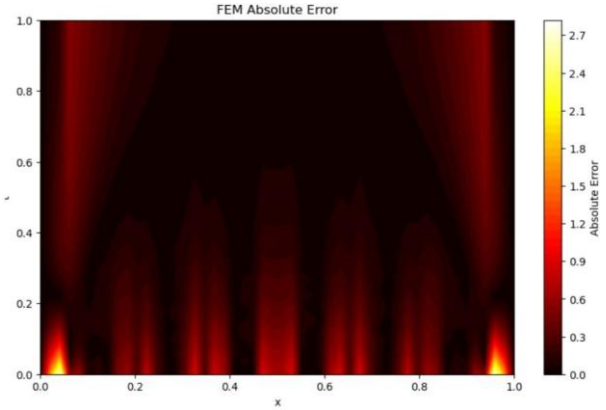


Figure 8: Absolute error heatmap of FEM across the spatiotemporal domain.

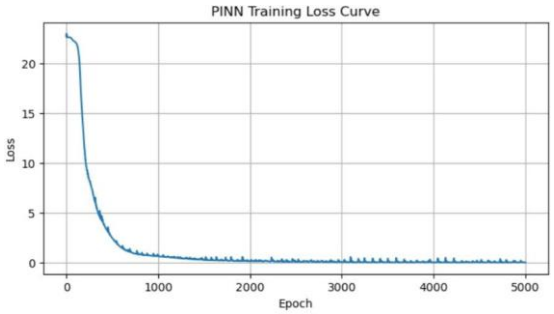


Figure 9: Training loss curve of the PINN model over 5000 epochs.

Plots of 1D Heat Equation with Neu- mann Boundary Condition (Equ. N)

The following figures present the comparative results for solving the 1D heat equation under Neumann boundary conditions. The performance of PINN and FEM is evaluated against the exact solution.

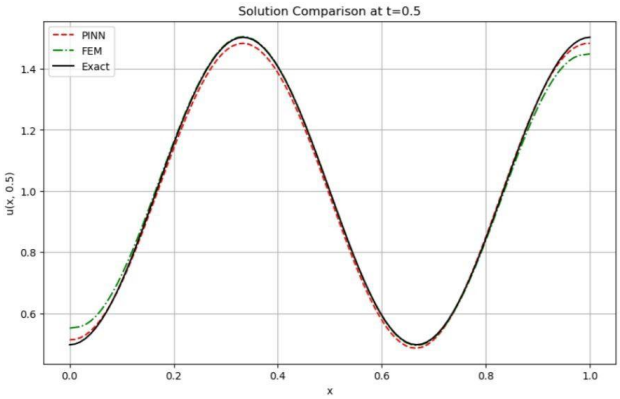


Figure 10: Solution comparison at $t = 0.5$ s among PINN, FEM, and the exact solution. PINN closely follows the exact curve, while FEM shows oscillatory behavior near the domain boundaries.

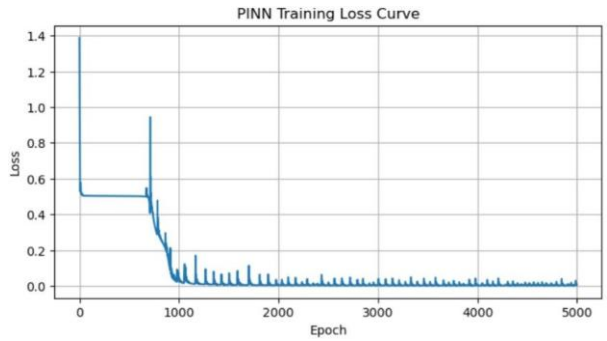
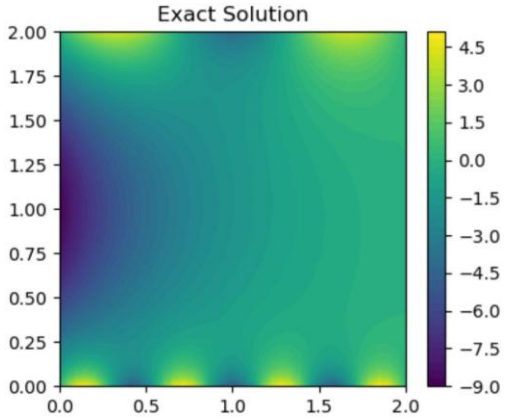
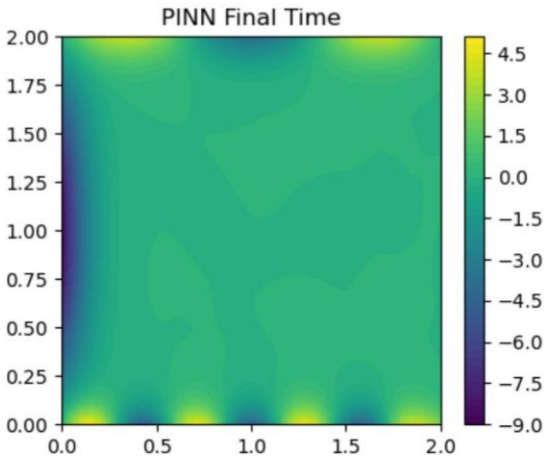


Figure 11: PINN training loss curve over epochs. The curve converges rapidly with small oscillations, stabilizing at a low loss level.

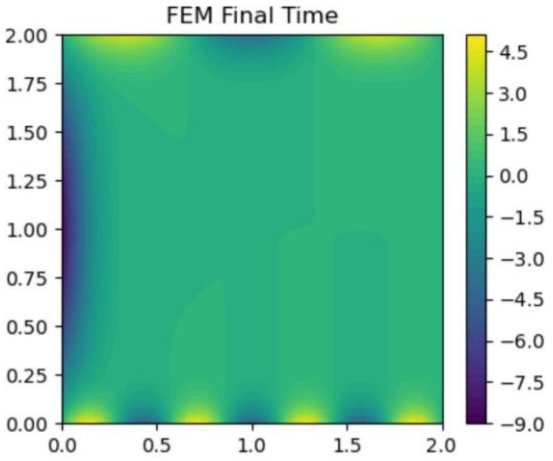
PLOTS OF 2D METHODS



((a)) Exact solution at t_{max}.

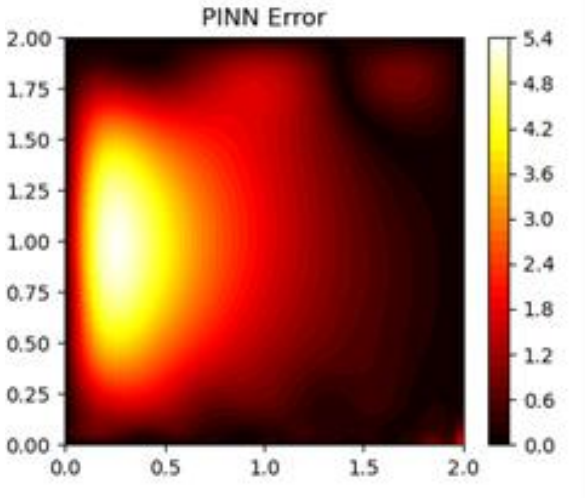


((b)) PINN solution at t_{max}.

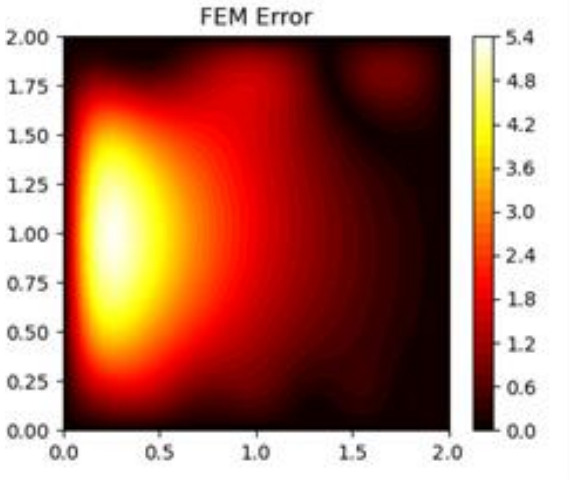


((c)) FEM solution at t_{max}.

Figure 12: Comparison of the final-time exact, PINN and FEM Solutions.



((a)) PINN absolute error.



((b)) FEM absolute error.

Figure 13: Heatmaps of absolute error distribution.Plain PINN and FEM show almost the same error.

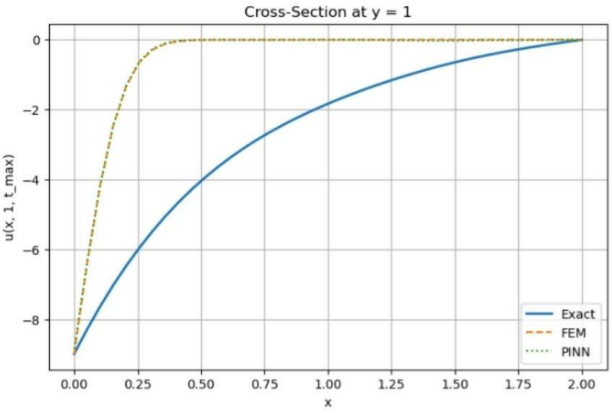
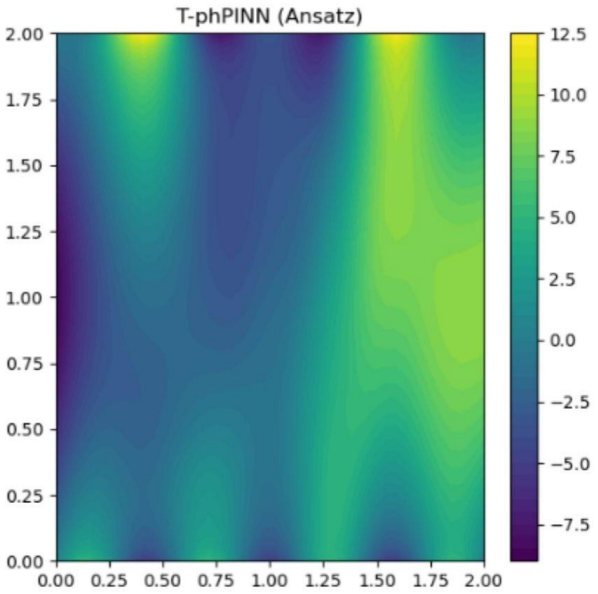
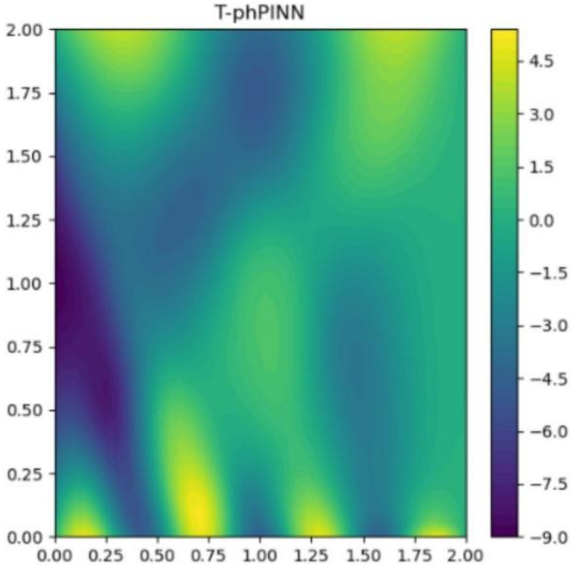


Figure 14: Cross-section at $y = 1$.FEM and Plain PINN predictions vs. Exact Solution cross-sectional profile. Deviations are visible in the interior domain.

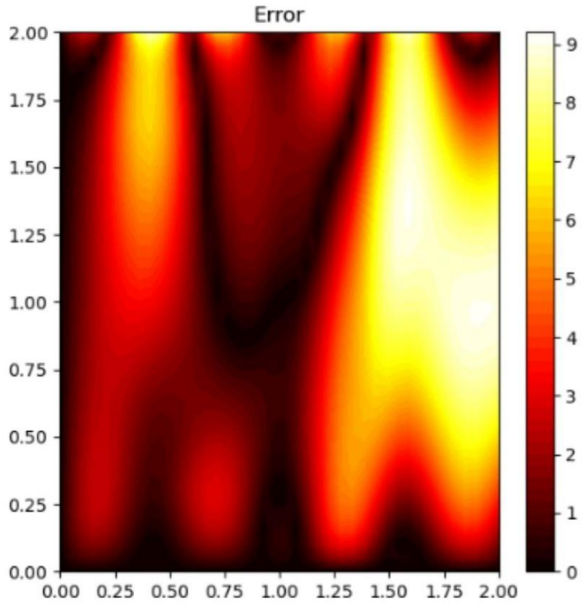


((a)) Tph-PINN with Ansatz at t_{max} solution.



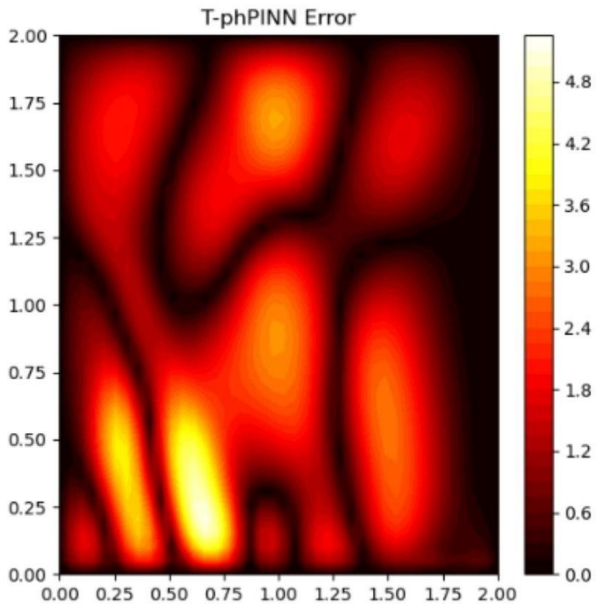
((b)) Tph-PINN at t_{max} solution.

Figure 15: Comparison of the final-time Tph-PINN and Tph-PIIN with Ansatz Solutions.



(Ansatz)

((a)) Tph-PINN with Ansatz absolute error.



((b)) Tph-PINN absolute error.

Figure 16: The Heatmaps of Tph-PINN and Tph-PINN with Ansatz absolute error distribution.

Nomenclature

α	Thermal diffusivity [m²/s]
Ansatz	Solution structure satisfying boundary conditions
e	Base of natural logarithm
FEM	Finite Element Method
L	Domain length [m]
L2 Error	L2 norm of the error
MAE	Mean absolute error
PINN	Physics-Informed Neural Network
T-phPINN	Time-enhanced Physics-Informed Neural Network
T	Temperature [°C]
t	Time [s]
u, u_t	Field and time derivative
u_x, u_{xx}	First and second spatial derivatives
x, y	Spatial coordinates [m]

REFERENCES

Berg, J. and Nystro¨m, K. (2018). A unified deep artificial neural network approach to partial differential equations in complex geometries. *Neurocomputing*, 317:28–41.

Chen, Z. and Li, F. (2023). Practical uncertainty quantification for space-dependent inverse heat conduction problem via ensemble physics-informed neural networks. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 147:106940.

Dissanayake, M. W. M. G. and Phan-Thien, N. (1994). Neural-network-based approximations for solving partial differential equations. *Communications in Numerical Methods in Engineering*, 10(3):195–201.

Huang, Y. and Sun, W. (2023). Physics-informed deep learning for three-dimensional transient heat transfer analysis of functionally graded materials. *Computational Mechan- ics*, 72:1227–1245.

Jagtap, A., Kharazmi, E., and Karniadakis, G. E. (2020). Conservative physics-informed neural networks on discrete domains for conservation laws: Applications to forward and inverse problems. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 365:113028.

Karniadakis, G. E. et al. (2022). Scientific machine learn- ing through physics-informed neural networks: Where we are and what's next. *Journal of Scientific Computing*, 92(3):88.

Kharazmi, E., Zhang, Z., and Karniadakis, G. E. (2019). Vpinns: Variational physics-informed neural networks for solving partial differential equations. *arXiv preprint*.

Lagaris, I. E., Likas, A., and Fotiadis, D. I. (1998). Artificial neural networks for solving ordinary and partial differential equations. *IEEE Transactions on Neural Networks*, 9(5):987–1000.

Li, J. and Zhang, X. (2023). Deep learning method based on physics-informed neural network for 3d anisotropic steady-state heat conduction problems. *Mathematics*, 11(19):4049.

Liu, Y. and Zhang, H. (2022). Deepbhcp: Deep neu- ral network algorithm for solving backward heat con- duction problems. *Computer Physics Communications*, 272:108236.

Manavi, M., Ahmadi, A., and Karniadakis, G. E. (2023). Enhanced surrogate modeling of heat conduction problems using physics-informed neural network framework. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 142:106662.

Raissi, M., Perdikaris, P., and Karniadakis, G. E. (2019). Physics-informed neural networks: A deep learning framework for solving forward and inverse problems involving nonlinear partial differential equations. *Journal of Computational Physics*, 378:686–707.

Sirignano, J. and Spiliopoulos, K. (2018). Dgm: A deep learning algorithm for solving partial differential equations. *Journal of Computational Physics*, 375:1339–1364.

Sukumar, N. and Srivastava, A. (2022). Exact boundary conditions with distance functions in physics-informed deep learning. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 389:114399.

Wang, R. and Xu, Q. (2022). A versatile inversion approach for space/temperature/time-related thermal conductivity via deep learning. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 186:122444.

Zheng, Y., Chen, L., and Karniadakis, G. E. (2024). T-phpinn: Physics-informed neural networks for solving 2d non-fourier heat conduction equations. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 235:126216.

Zhou, T. and Zhao, Y. (2023). Hyperparameter selection for physics-informed neural networks – application to discontinuous heat conduction problems. *Numerical Heat Transfer, Part B: Fundamentals*.

FARKLI KURUTMA ŞARTLARINDAKİ PROSESİN DENEYSEL VE AÇIKLANABİLİR YAPAY ZEKA YÖNTEMLERİ İLE İNCELENMESİ

Çağrı KAYMAK*, Gizem Gül KATIRCIOĞLU , Mehmet DAŞ**,**
Bilal ALATAŞ*, Ebru AKPINAR**, Murat ÇATALKAYA****, Orhan Erdal AKAY*****
*Fırat Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Mekatronik Mühendisliği Bölümü,
23119 Merkez, ELAZIĞ, ckaymak@firat.edu.tr,
**Fırat Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü,
23119 Merkez, ELAZIĞ, ggkatircioglu@firat.edu.tr, m.das@firat.edu.tr , ebruakpinar@firat.edu.tr
***Fırat Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Yazılım Mühendisliği Bölümü,
23119 Merkez, ELAZIĞ, balatas@firat.edu.tr
****Kahramanmaraş Sütçü İmam Üniversitesi, Teknik Bilimler MYO, Gaz ve Tesisatı Teknolojisi Bölümü,
46100 Avşar, KAHRAMANMARAŞ, muratcatalkaya@ksu.edu.tr
***** Kahramanmaraş Sütçü İmam Üniversitesi, Mühendislik Mimarlık Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü,
46100 Avşar, KAHRAMANMARAŞ, akayorhan@ksu.edu.tr

Özet: Gıda kurutma, ürünlerin raf ömrünü uzatmak ve besin değerlerini korumak amacıyla uzun yıllardır uygulanan bir işlemdir. Bu çalışmada, yöresel bir ürün olan Elazığ Paşa armudunu kurutmak için sıcaklık ve hava hızı kontrolü yapabilen akıllı bir kurutma sistemi geliştirilmiştir. Gerçekleştirilen deneyler toplamda yaklaşık 17.5 saat sürmüş ve bir dakikalık aralıklarla sensörlerden alınan sıcaklık, nem ve ağırlık verileri, eşdeğer zaman damgasıyla birleştirilerek kaydedilmiştir. Deneylerde iki farklı hava hızı (0.63 m/s ve 1.03 m/s) ve iki farklı sıcaklık (50 °C ve 65 °C) seviyesi olmak üzere toplamda dört farklı kurutma prosedürü uygulanmıştır. En hızlı kurutma işlemi, 1.03 m/s hava hızı ve 65 °C sıcaklık şartlarında gerçekleşmiş ve ürün ağırlığı yaklaşık 450 gramdan 103 grama düşmüştür. En yavaş kurutma işlemi ise 0.63 m/s hava hızı ve 50 °C sıcaklık şartlarında gerçekleşmiştir. Kurutma verimi açısından en iyi sonuç, %8.57 verim ile 0.63 m/s hava hızı ve 65 °C sıcaklıkta elde edilirken, en düşük verim %3.65 ile 0.63 m/s hava hızı ve 50 °C sıcaklıkta yapılan kurutmada kaydedilmiştir. Deneylerde kurutma parametrelerinin ürün nemi ve enerji verimliliğine etkileri analiz edilmiş, veriler açıklanabilir yapay zeka yöntemleri ile analiz edilmiştir. Kullanılan parametreler olan toplam enerji tüketimi, hava hızı, kurutma kabin iç sıcaklığı, üretilen ısı enerjisi, kabin giriş ve çıkış sıcaklıkları ile ürün ağırlığının kurutma verimi üzerindeki etkilerini belirlemek amacıyla sınıflandırma kuralları oluşturulmuştur. Bu çalışmada, kural oluşturmak için önerilen Salınım içeren Ayçiçeği Optimizasyon Algoritması (SAOA), kurutma alanında ilk defa kullanılmış olup elde edilen kurallar ile yüksek, orta ve düşük kurutma verimine sahip durumlar tanımlanmıştır. Bu analizlerle optimum enerji kullanımı ve yüksek ürün kalitesi sağlanarak sürdürülebilir ve akıllı kurutma çözümleri geliştirilmiştir.
Anahtar Kelimeler: Akıllı gıda kurutma, Açıklanabilir yapay zeka, Enerji.

INVESTIGATION OF THE PROCESS UNDER DIFFERENT DRYING CONDITIONS WITH EXPERIMENTAL AND EXPLAINABLE ARTIFICIAL INTELLIGENCE METHODS

Abstract: Food drying is a process that has been practiced for many years to extend the shelf life of products and preserve their nutritional value. In this study, a smart drying system with temperature and air velocity control was developed to dry Elazig Pasa pear, a local product. The experiments lasted approximately 17.5 hours in total and the temperature, humidity and weight data from the sensors were recorded at one-minute intervals and combined with an equivalent time stamp. A total of four different drying procedures were applied in the experiments, with two different air velocities (0.63 m/s and 1.03 m/s) and two different temperature levels (50 °C and 65 °C). The fastest drying process occurred at an air velocity of 1.03 m/s and a temperature of 65 °C, and the product weight decreased from approximately 450 grams to 103 grams. The slowest drying was at an air velocity of 0.63 m/s and a temperature of 50 °C. In terms of drying efficiency, the best result was obtained at 0.63 m/s air velocity and 65 °C temperature with 8.57% efficiency, while the lowest efficiency was recorded at 0.63 m/s air velocity and 50 °C temperature with 3.65% efficiency. In the experiments, the effects of drying parameters on product moisture and energy efficiency were

analyzed and the data were analyzed with explainable artificial intelligence methods. Classification rules were created to determine the effects of total energy consumption, air velocity, drying cabinet internal temperature, heat energy generated, cabinet inlet and outlet temperatures and product weight on drying efficiency. In this study, the Oscillating Sunflower Optimization Algorithm (OSOA), which is proposed for rule generation, is used for the first time in the field of drying and the obtained rules are used to identify situations with high, medium and low drying efficiency. With these analyzes, sustainable and smart drying solutions have been developed by ensuring optimum energy utilization and high product quality.
Keywords: Smart food drying, Explainable artificial intelligence, Energy.

GİRİŞ

Toplumların gelişmişliğinin insanların kaliteli gıdalar ile dengeli ve sağlıklı beslenmesiyle doğrudan ilgisinin olduğu bilinmektedir. Toplumun ihtiyacı olan ve hayatını sağlıklı şekilde sürdürebilmesi için sağlıklı besinlere rahatça ulaşması gerekmektedir (Ju *vd*, 2023).

Son yıllarda daha sağlıklı gıdaya ulaşma motivasyonuyla gelişen gıda teknolojisi üreticileri daha kaliteli ürün yetiştirmeye teşvik etmiştir. Mevsimsel gıda tüketimine duyulan ihtiyacı karşılamak için kullanılan en yaygın yöntem gıda kurutma yöntemidir. Kurutma süreci, ısı ve kütle transferi ile ilgili bir olaydır ve tarım ürünlerini güneş enerjisiyle kurutmak, en eski gıda koruma yöntemlerinden biri olarak tanınmaktadır. Güneş ışığında gıda kurutma işlemi, çevresel etmenlerden dolayı gıdaların kalitesinin ciddi şekilde düşmesine yol açmaktadır. Bu sebeple, kurutma işleminin özel tasarlanmış yapay kurutucularla gerçekleştirilmesi, hem kuruma zamanını kısaltmakta hem de daha uzun raf ömrüne sahip, daha kaliteli ve hijyenik ürünlerin elde edilmesine olanak sağlamaktadır. Teknolojinin ilerlemesi ile gelişen gıda kurutma sistemleri sayesinde, hemen hemen her mevsimde bulunan gıdalara erişim imkanı sağlanmıştır. Son dönemlerde yapay zeka ve kontrol teknikleriyle gıda kurutma sektörü önemli ilerlemeler göstermektedir.

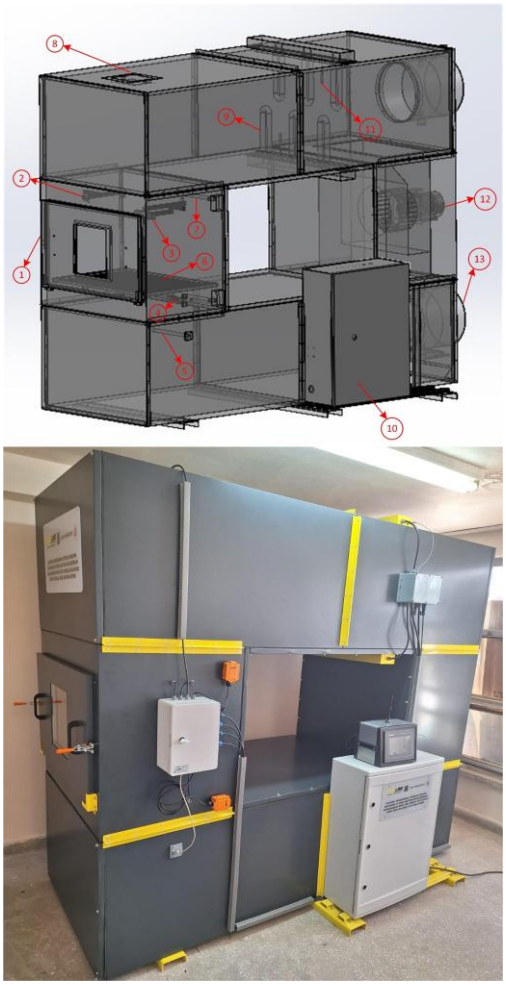
Hosseinpour ve arkadaşları, iç karides kurutma sürecinde örneklerin büzülmesinin doku özellikleri üzerindeki etkilerini ortadan kaldırmak amacıyla, sabit ve ölçeklenmemiş bir görüntü doku işleme yöntemi geliştirmiştir. Doku özelliklerinin görüntüleri, karideslerin nem oranını tahmin etmek için Yapay Sinir Ağı (YSA) ile işlenmiştir (Hosseinpour *vd*, 2015). Janjai ve arkadaşları, YSA'yı kullanarak parabolik sera kurutucusundaki çin kirazı (liçi) solar kurutma yönteminin etkinliğini değerlendirmek amacıyla yenilikçi bir yaklaşım geliştirmiştir. Daha yüksek bir performans elde etmek için 100 kg'lık liçi ile on deneme yapmışlardır. Liçiyi kurutmak ve performansını modellemek için YSA modelini kullanmışlardır. YSA modelinin başarısını test etmek adına dört girdi, bir çıktı ve iki gizli katman içeren YSA modelini eğitmek için yedi standart veri setini de değerlendirmiş ve sonuç olarak yöntemlerinin yeterli bir eğitim sonrası kurutucunun işlemlerini tahmin etme kapasitesine sahip olduğunu keşfetmişlerdir (Janjai *vd*, 2018). Guiné ve arkadaşları, muzların antioksidan aktiviteleri ile fenolik bileşenlerinin farklı kurutma yöntemleri için YSA modelleme tekniğini tanıtmışlardır. Muzlar, 50-70 °C sıcaklıkta hava ile kurutulmuş ve ardından temizlenerek liyofilize edilmiş, bu süreçte antioksidan ve fenolik içerikler açısından incelenmiştir. Çalışmalarında uyguladıkları YSA modellemesi, fenolik bileşenlerin ve antioksidan aktivitenin miktarının, basit YSA'lar kullanılarak kurutma koşullarına, muz çeşitlerine ve tam türlere yüksek bir hassasiyetle tahmin edilebileceğini ortaya koymuştur (Guiné *vd*, 2015). Taheri-Garavand ve arkadaşları, YSA'nın muz dilimlerinin sıcak hava ile kurutma sürecinde kurutma parametrelerini (nem oranı, kuru materyal, enerji verimliliği ve exergi verimliliği) tahmin etme konusunda başarılı sonuçlar elde ettiğini tespit etmişlerdir (Taheri-Garavand *vd*, 2018). Liu ve arkadaşları, kurutma süreci boyunca mantar dilimlerinin renk değişimlerini analiz etmek amacıyla Bayesian Aşırı Öğrenme Makinesi (BAÖM) yöntemini tercih etmişlerdir. Araştırmalarında, BAÖM'ün klasik geri yayılım sinir ağlarına göre kurutma esnasındaki mantar dilimlerinin renk değişimlerini daha etkili bir şekilde tahmin ettiğini tespit etmişlerdir (Liu *vd*, 2020). Nadian ve arkadaşları, karmaşık sıcak hava ile kızılötesi kurutma sürecindeki işlem parametrelerini yönetmek, kivi kurutma sürecindeki renk ve hacim değişimlerini izlemek ve GA ile elde edilen ürünlerin kalitesini artırmak amacıyla, bilgisayarlı görme ile bulanık mantığı birleştiren bir akıllı bulanık yapay görme denetim sistemi oluşturmuşlardır. Bu yenilik, yalnızca sıcak hava ile kurutma yöntemine göre süreyi 40 dakikadan 24 dakikaya (%40) indirmiştir (Nadian *vd*, 2017). Chakravartula ve arkadaşları, kurutma sürecinde beyazlatılmamış veya beyazlatılmış havuç dilimlerini sürekli izlemek amacıyla bilgisayarlı görme sistemi ve yük hücresi içeren bir konvektif kurutucu kullanmışlardır. Bu sistemlerin kurulumu, ürünün özelliklerini (ağırlık, renk ve boyut) takip etmek ve büzülme ile ilgili nem tahmin modellerini geliştirmek için doğrusal regresyon yöntemi kullanmalarını sağlamıştır. İncelenen büzülme temel alan doğrusal modeller, daha karmaşık olan belirli ince katmanlı modellere kıyasla daha iyi sonuçlar vermiştir. (Chakravartula *vd*, 2023).

Literatürde yapılan çalışmaların hepsinde model sonuçlarının çoğunlukla kara kutu şeklinde çalışan sistemlere bağlı olduğu görülmektedir. Ancak yapılan bu çalışmada elde edilen model; açıklanabilir, anlaşılabilir, şeffaf ve yorumlanabilir kurallardan oluşmuş ve ilgili giriş parametrelerinin ve aldıkları uygun aralıkların çıkış parametresi üzerindeki etkileri açıkça görülmüştür. Gıda kurutma sistemlerinde hem kurutma sürecini hem de sistem enerjisini kontrol eden, açıklanabilir ve yorumlanabilir özelliğine sahip bir yapay zeka modeli kullanılmamıştır.

Bu çalışmada Elazığ'a özgü Paşa armudunun kurutulması için sıcaklık ve hava hızını otonom olarak ayarlayabilen bir akıllı kurutma sistemi geliştirilmiş ve farklı kurutma senaryoları oluşturulmuştur. İki farklı sıcaklık (50 °C ve 65 °C) ve iki farklı hava hızı (0.63 m/s ve 1.03 m/s) içeren toplam dört deney, tasarlanan sistemde yaklaşık 14.5 saat sürmüş ve sistemden bir dakikalık aralıklarla veriler alınmıştır. Deneylerde ürünün ağırlığı, yüzey sıcaklığı, giriş-çıkış havası sıcaklığı ve nem değerleri, kabin iç sıcaklığı ve hava hızı sürekli ölçülerek enerji tüketimleri analiz edilmiştir. Deneysel veriler açıklanabilir yapay zeka (Ayçiçeği Optimizasyon Algoritması temelli hibrit yöntem) ile analiz edilerek kurutma parametrelerinin enerji tüketimi ve kurutma verimi üzerindeki etkileri şeffaf ve yorumlanabilir kurallarla belirlenmiştir. Bu kurallar sayesinde optimum kurutma koşulları tespit edilmiş ve minimum enerji kullanımıyla yüksek kaliteli ürün elde edilmesi sağlanmıştır.

MATERYAL VE METOT

Gerçekleştirilen deneyler için Şekil 1'de tasarlanan sistem ve sistemin imalatının tamamlanmış hali verilmiştir.



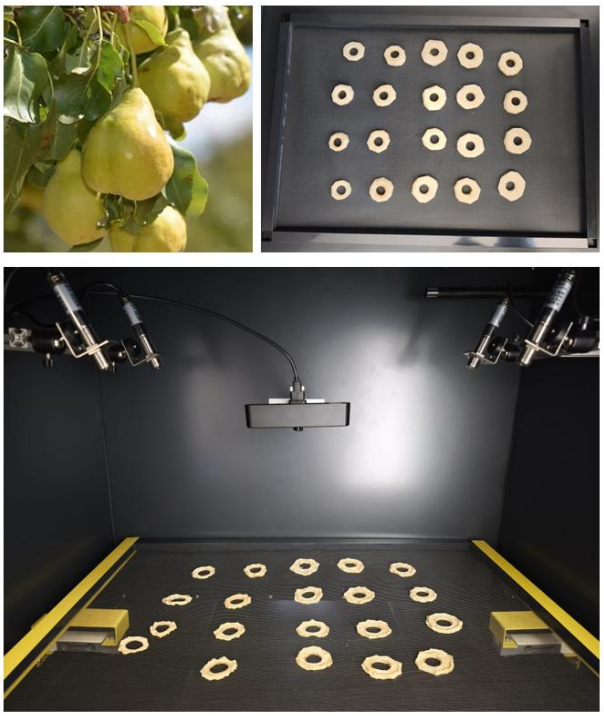
Şekil 1. Kurutma sisteminin üç boyutlu tasarımı ve imalatı

Şekil 1'deki üç boyutlu tasarım üzerinde numaralandırılan donanımların listesi Tablo 1'de verilmiştir.

Tablo 1. Donanım listesi

1	Kurutma kabini	**8**	Led aydınlatma
2	Lazer sıcaklık sensörü	**9**	Isıtıcı
3	Kamera	**10**	PLC otomasyon ünitesi
4	Yük hücresi	**11**	Ortam sıcaklık sensörü
5	Hava hızı sensörü	**12**	Eksenel fan
6	Kurutma tepsisi	**13**	Egzoz klapesi ve motoru
7	Sıcaklık-nem sensörü		

Yapılan kurutma deneylerinde armut ürünü 10 mm kalınlığında oval olarak kesilmiştir. Meyve çekirdekleri çıkarılarak kurutma tepsisine yerleştirilmiştir. Tepsi 0.5 mm deliklere sahip olup, her iki yanından 10 kg kapasiteli yük hücreleri ile anlık ağırlığı ölçülmüştür. Kurutma deneylerinde kapalı çevrimde taze hava girişi sağlanmış, giriş ve çıkış havası nemi eşitlendiğinde otomatik açılır kapanır klapeler yardımı ile tekrar taze hava girişi sağlanmıştır. Gıda kurutma sürecinde sistem içerisinde 4 adet ürün yüzey sıcaklığını ölçen IR sıcaklık sensörleri, ürün ağırlığını ölçen 2 adet yük hücreleri, kurutma bölmesi giriş-çıkış havası sıcaklık ve nemölçerler, kabin iç sıcaklık ölçer, kurutma havası hız ölçen transmitter sensörleri bulunmaktadır. Yapılan deneylerde başlangıçta 0.63 m/s ve 1.03 m/s hava hızları seçilmiştir. Her bir hız değeri için 50 °C ve 65 °C kurutma sıcaklıklarında deneyler yapılmıştır. Kurutma senaryoları ile kalite sınırlamaları doğrultusunda, optimum enerji kullanımı ve yüksek ürün kalitesine sahip bir kurutma işlemi ortaya konmuştur. Kurutulan ürünlerin ilk ve son hali Şekil 2'de verilmiştir.



Şekil 2. Gıda numuneleri

Kurutma deneylerinde ürününün kütle transferi hesaplamaları yapılmıştır. Deneylerde ürünün yaş ve kuru baz nem içeriği değerleri, nem oranı değerleri ve kurutma verim değerleri hesaplanmıştır. Gıda ürünlerinin nem içeriği, içlerinde bulunan su miktarı olarak değerlendirilir. Gıdadaki bu su miktarını ifade etmek için yüzde parametreleri kullanılır. Nem içeriğini belirlemek için yaş ve kuru baz tanımları kullanılır. Gıda ürününün yaş bazda (wb) ve kuru bazda (db) nem içeriğini (MC) hesaplamak için **Eş. 1** ve **Eş. 2** kullanılır.

$$MC_{w.b} = \frac{W_s}{W_s + W_k}.100 \quad (1)$$

$$MC_{d.b} = \frac{W_s}{W_k} \quad (2)$$

Eşitliklerde W_s yaş ağırlık, W_k ise kuru ağırlıktır. Boyutsuz nem içeriği (MR) değerleri **Eş. 3** kullanılarak hesaplanmıştır.

$$MR = \frac{M - M_e}{M_o - M_e} \quad (3)$$

Eş. 3'te M_e kurutulmuş ürünün denge bağıl nem değeridir. Kurutulan armut dilimlerinin denge nem içeriği Shimadzu MOC63u nem tayin cihazı ile 72.9 g su/g katı olarak belirlenmiştir. **Eş. 4**'te η_{dryer} kurutucu verimliliği, m_i ve m_f sırasıyla armut ürününün ilk ve son kütlesi (kg), L_w buharlaşmanın gizli ısısı (kJ/kg), C_{pw} suyun spesifik ısısıdır (kJ/kg. K), T_o ve T_a sırasıyla kurutucu çıkış sıcaklığı ve ortam sıcaklığı (K), E_T sistem tarafından ısıtıcı ve fanın tükettiği toplam enerjidir.

$$\eta_{dryer} = \frac{\left(m_i - m_f\right) \times \left(L_w + C_{pw}(T_o - T_a)\right)}{E_T} \times 100\% \quad (4)$$

Armut ürünü için açıklanabilir yapay zeka yöntemleri ile üretilen kurallarda kullanılan parametreler Tablo 2'de, kurallar için oluşturulan sınıf metrikleri Tablo 3'te verilmiştir.

Parametrelerin Anlamlılığı ve Literatür Desteği

Çıkış ve giriş sıcaklıkları (TÇ, TG): Nem uzaklaştırma hızını doğrudan etkiler. Optimum aralık dışında sıcaklık, ürünün yüzeyinde kabuklaşmaya ya da aşırı enerji tüketimine neden olabilmektedir (Hosseinpour vd., 2015).

Hava hızı (V): Yüksek hava hızları, nem transfer katsayısını artırarak kurutmayı hızlandırır. Ancak çok yüksek hızlar enerji tüketimini arttırabilmektedir (Janjai vd., 2018).

Ürün ağırlığı (G): Ağırlık değişimi doğrudan nem içeriğinin azalmasıyla ilgilidir. Kütle azalımı kurutma sürecinin ilerleme derecesini yansıtmaktadır (Nadian vd., 2017).

Üretilen ısı enerjisi (Q_U): Kurutma kabininde ürünün nem kaybına harcanan enerji ile doğrudan ilişkilidir. Optimum aralıkta enerji verimliliği yükselmektedir (Ju vd., 2023).

Toplam enerji tüketimi (E_T): Verim, sisteme verilen enerji ile uzaklaştırılan nem arasındaki oran olduğundan doğrudan etkili bir parametredir (Taheri-Garavand vd., 2018).

Tablo 2. Açıklanabilir yapay zeka kuralları için parametreler

Parametreler	Birim	Simgesi	Mak. değeri	Min. değeri
Toplam enerji tüketimi (fi_Cons) (Fan + Isıtıcı)	Watt	E_T	450	325
Hava hızı (air_speed)	m/s	V	1.03	0.63
Kurutma kabin iç sıcaklık (cabinet_temp)	°C	T_K	65	50
Üretilen ısı enerjisi (qu)	Watt	Q_U	7.18434	11.54805
Kabin giriş sıcaklık(input_tmp)	°C	T_G	41.9	29.6
Kabin çıkış sıcaklık(out_temp)	°C	$T_Ç$	66.6	39.6
Ağırlık (weight)	Gram	G	450.1	102.9
Kurutma verimi (H/M/L)	%	Ηd	33.6	0.63

Tablo 3. Kurutma verimi için belirlenen sınıf metrikleri

Kurutma Verim Aralığı	Açıklaması
35 >Ηd≥20	Yüksek kurutma verimi
20 >Ηd≥10	Orta kurutma verimi
10 >Ηd>0	Düşük kurutma verimi

Tablo 3'te belirlenen sınıf metriklerine göre kurutma verim değeri için yapay zeka tabanlı optimizasyon temelli sınıflama kuralları elde edilmiştir. Bu kurallar Tablo 2'de verilen parametrelerin kurutma verimine olan bağlantıları ortaya koymuştur. Elde edilen yapay zeka kurallarına göre hangi parametrenin kurutma performansına olabilecek olumlu olumsuz etkileri ifade edilmiştir.

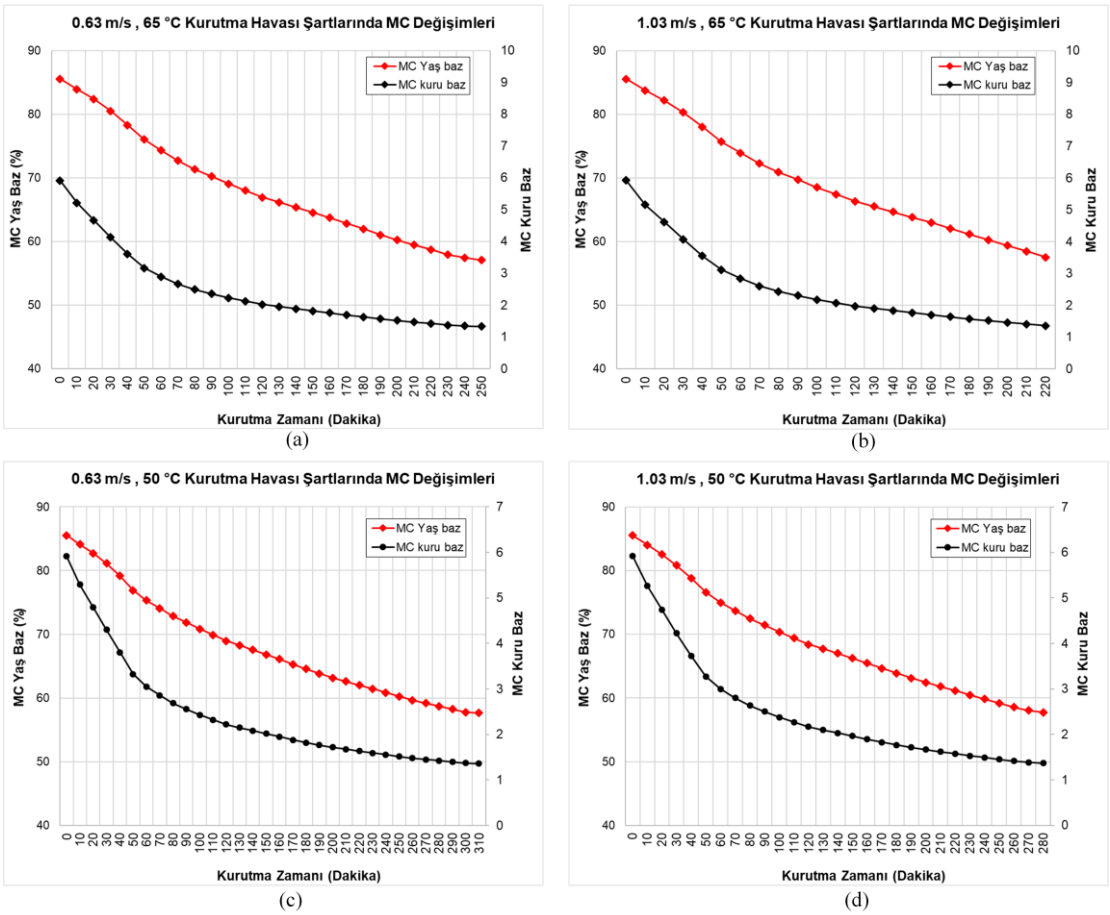
Yapılan çalışmada bir bitki zekası algoritması olan Ayçiçeği Optimizasyon Algoritması (AOA) kullanılmıştır. AOA'nın tercih edilmesinin iki önemli sebebi bulunmaktadır. Birincisi, kural çıkarım problemlerinde bitki zekası temelli yaklaşımlar bilindiği kadarıyla önceden çalışılmamıştır. Bu amaçla bu tip algoritmaların performansları ölçebilecek bir çalışmaya bu alanda ihtiyaç vardır. İkincisi dahili döngü prensibi kullanan AOA'nın yüksek performansı diğer bitki zekası temelli yaklaşımlara göre avantaj sağlamaktır. Bu nedenlerden dolayı AOA bu problemin çözümü için seçilmiştir. Klasik Ayçiçeği Optimizasyon Algoritması (AOA)'ndan farklı olarak, Salınım içeren AOA (SAOA) popülasyona yeni bireyler eklemek için kaotik harita fonksiyonları kullanır. Bu sayede, başlangıç popülasyonu da dahil olmak üzere tüm adaylar kaotik bir şekilde üretilir. Algoritmanın sözde kodu Tablo 4'te verilmiştir. Burada k, kullanılan kaotik harita fonksiyonunu temsil etmektedir. Bu fonksiyon i, Y, σ ve β parametrelerini kullanır.

Tablo 4. SAOA sözde kodu

1. X_{max}, X_{min}← Alt ve üst sınırları tanımla
2. Itr_{max}← İterasyon sayısı
3. N_{pop}← Popülasyon değeri
4. k← Hangi kaotik fonksiyon
5. O← Eliminasyon oranı (%)
6. **for** N_{pop} için her bir aday i
7. X_i = Aday_Üreteci (k, X_{max}, X_{min})
8. AdayEkleme(X_i)
9. **end for**
10. AmaçDeğerleriniBul()
11. X^*← EnİyiBul()
12. ÇözümleriEnİyiyeYonelt()
13. **While** ($iterasyon$ < Itr_{max})
14. **for** j=1 için
15. AdayiçinVektörüBul()
16. EliminasyonGerçekleştir(%O, %Y, i, σ β)
17. YeniEklenenBireyleriDeğerlendir (X^*)
18. **end for**
19. AmaçDeğerleriniBul()
20. X^*← EnİyiBul()
21. **End while**
22. EniyiDeğeriVer()

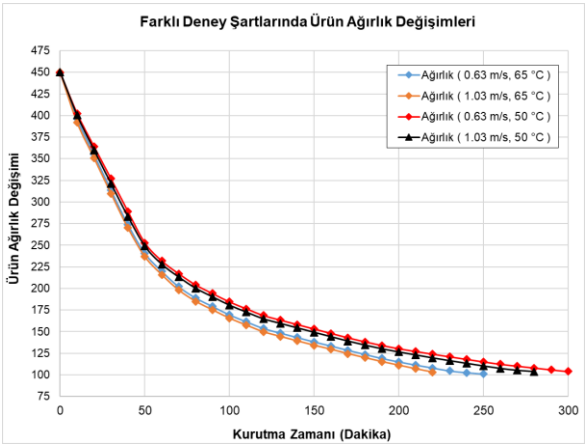
BULGULAR

Deneyler sonrası hesaplanan nem değerleri Şekil 3'te verilmiştir. Şekil 3a ve Şekil 3b incelendiğinde, kurutma havası hızı artışı ile kuruma süresi kısalmıştır. Aynı sıcaklıkta ürün içerisindeki sıvı, ürün yüzeyinden daha hızlı sürede uzaklaşmıştır. Böylelikle ürün yaklaşık 30 dakika daha erken kurumuştur. Belirtilen kuruma şartlarında armut ürününün yaş baz nem içeriği yaklaşık %85'ten %56'ya kadar düşmüştür. Kuru baz nem içeriği değeri ise yaklaşık olarak 5.9'dan 1.32 değerine düşmüştür. Şekil 3c ve Şekil 3d incelendiğinde, kurutma havası hızı artışı ile kuruma süresi kısalmıştır. Buna ek olarak sıcaklık azalması ile de kurutma süresi azalmıştır. Aynı sıcaklıkta ürün içerisindeki sıvı, ürün yüzeyinden daha hızlı sürede uzaklaşmıştır. Fakat sıcaklığın 65 °C'den 50 °C'ye düşmesi ürün sıvı madde kayıp hızını arttırmıştır. Hava hızı artışı ile ürün yaklaşık 30 dakika daha erken kururken, sıcaklığın düşmesi ile ortalama 75 dakika daha geç kuruma işlemi gerçekleşmiştir.

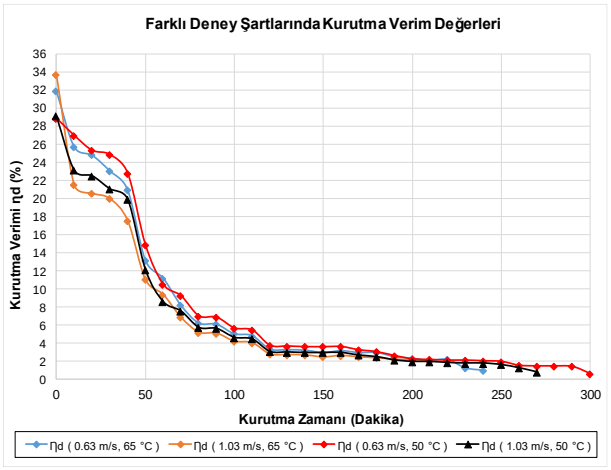


Şekil 3. Farklı deney şartlarında ürün nem içerikleri

Yapılan 4 farklı deney şartlarındaki kurutma işleminde ürün ağırlık değişimleri Şekil 4'te verilmiştir. Ürün başlangıç ağırlığı yaklaşık 450 gram olup, 103 grama kadar kurutma işlemi devam etmiştir. Deneyler ürün ağırlık değişimi 1 gramın altına düştüğünde sonlandırılmıştır. En hızlı kurutma işlemi 1.03 m/s hava hızında ve 65 °C hava sıcaklığında yapılan deneyde gerçekleşmiştir. Fakat en yavaş kurutma işlemi ise 0.63 m/s hız ve 50 °C sıcaklık şartlarında yapılan kurutma deneyinde meydana gelmiştir.



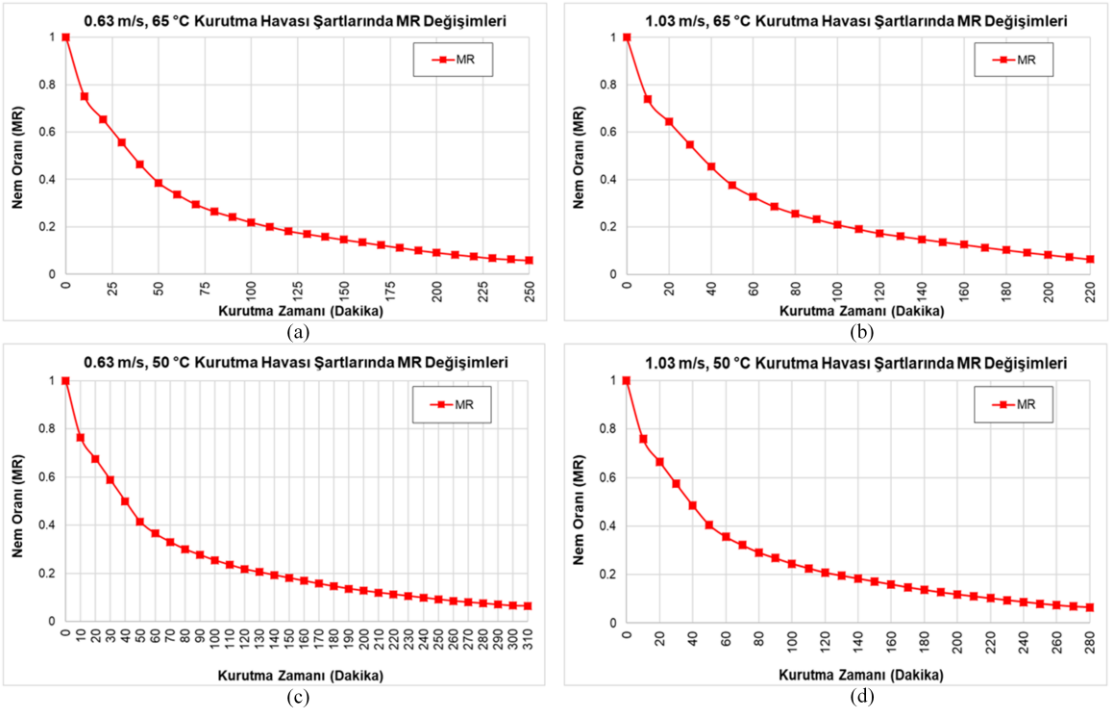
Şekil 4. Farklı deney şartlarında ürün ağırlık değişimleri



Şekil 5. Kurutma verim değerlerinin zamana göre değişimi

Şekil 5'te 4 farklı kurutma şartları altında armut ürününün kurutma verim değerleri verilmiştir. Kurutma verimi, ürün içerisindeki sıvının üründen uzaklaşması için gerekli enerji ile sistemin tükettiği tüm enerjinin oranı ile hesaplanır. Bu durumda ortalama olarak en iyi kurutma verimi %8.57 değeri ile 0.63 m/s hava hızı ve 65 °C hava sıcaklığında yapılan kurutma işlemine aittir. Benzer şekilde en düşük kurutma verimi ortalama olarak %3.65 değeri ile 0.63 m/s hava hızı ve 50 °C hava sıcaklığında yapılan kurutma işleminde hesaplanmıştır.

Şekil 6'da 4 farklı kurutma süreci için nem oranı değişim değerleri verilmiştir. Şekil 4'e benzer olarak en hızlı nem oranı değişimi yüksek hava hızı ve sıcaklık şartlarında gerçekleşmiştir.



Şekil 6. Farklı deney şartlarında ürün nem oranı değişim değerleri

Önerilen optimizasyon algoritmasının ilgili sınıflara göre bulduğu kural ve metrikler Tablo 5-7'de verilmiştir. Bu sınıflandırma modelinde veriler, Tablo 3'teki kurutma verim aralıkları kullanılarak verimler, Yüksek (H), Orta (M) ve Düşük (L) olarak belirlenmiştir.

Tablo 5. H sınıfı için gerçekleştirilen deneyler

Kural	Doğruluk
if 34.725<out_temp<47.526 and 260.569<weight<448.000 then H	0.906
if 3.457<qu<7.678 then H	0.906
if 4.688<qu<7.663 then H	0.875
if 39.352<out_temp<49.398 then H	0.875
if 29.650<input_tmp<39.162 and 38.432<out_temp<47.802 then H	0.875
if 3.914<qu<9.254 and 37.440<out_temp<58.178 then H	0.875
if 37.648<out_temp<48.590 then H	0.875
if 32.207<input_tmp<38.608 and 43.250<out_temp<49.740 then H	0.844
if 29.650<input_tmp<34.492 and 37.000<out_temp<49.069 and 105.200<weight<430.153 then H	0.875
if 25.796<out_temp<48.131 then H	0.906
if 37.000<out_temp<48.989 then H	0.906
if 3.572<qu<10.469 and 305.708<weight<409.503 then H	0.875

Tablo 6. M sınıfı için gerçekleştirilen deneyler

Kural	Doğruluk
if 341.456<fi_Cons<372.798 and 60.945<cabinet_temp<63.775 then M	0.938
if 275.570<weight<302.632 then M	0.938
if 263.973<weight<305.169 then M	0.938
if 54.454<cabinet_temp<61.180 and 5.729<qu<11.877 and 313.348<weight<404.184 then M	0.938
if 0.693<air_speed<0.765 then M	0.938
if 30.111<input_tmp<36.403 and 268.232<weight<293.215 then M	0.938
if 327.102<fi_Cons<408.835 and 50.171<cabinet_temp<60.107 then M	0.938
if 413.098<fi_Cons<436.363 and 46.160<out_temp<53.450 then M	0.938
if 285.052<weight<310.401 then M	0.938
if 288.029<weight<309.230 then M	0.938
if 7.903<qu<11.557 and 42.390<out_temp<57.200 and 256.262<weight<258.360 then M	0.938
if 8.069<qu<8.367 and 42.320<out_temp<59.132 and 286.273<weight<422.934 then M	0.938

Tablo 7. L sınıfı için gerçekleştirilen deneyler

Kural	Doğruluk
if 48.350<out_temp<57.233 then L	0.875
if 29.662<input_tmp<37.372 and 47.581<out_temp<61.746 then L	0.844
if 7.602<qu<12.179 and 29.650<input_tmp<40.096 then L	0.844
if 29.690<input_tmp<34.545 and 48.394<out_temp<62.496 then L	0.844
if 46.921<out_temp<62.586 then L	0.875
if 29.650<input_tmp<39.818 and 47.391<out_temp<55.985 then L	0.844
if 29.650<input_tmp<40.210 and 49.055<out_temp<61.495 then L	0.844
if 29.710<input_tmp<35.734 and 40.287<out_temp<59.367 then L	0.844
if 29.664<input_tmp<39.317 and 47.754<out_temp<62.408 then L	0.844
if 47.084<out_temp<59.303 then L	0.875
if 37.403<out_temp<55.636 then L	0.844
if 26.338<input_tmp<33.271 and 100.876<weight<300.821 then L	0.844

Kurutma Verimi Kuralları ve Genel Yorum

Çalışmada Salınım içeren Ayçiçeği Optimizasyon Algoritması (SAOA) ile oluşturulan kurallar, kurutma verimini yüksek (H), orta (M) ve düşük (L) olarak sınıflandırmıştır. Elde edilen kuralların doğruluk oranlarının %90'ın üzerinde olması, parametrelerin kurutma verimiyle anlamlı bir şekilde ilişkili olduğunu göstermektedir.

Yüksek verim (H):

- Genellikle çıkış sıcaklığının 37–49 °C aralığında olması,
- Ürün ağırlığının 260–430 g arasında bulunması,
- Üretilen ısı enerjisinin (QU) 3.5–10 W arasında değişmesi gibi koşullarda elde edilmiştir.

Bu kurallar, ürünün neminin hızlı şekilde uzaklaştırıldığı, enerji kullanımının etkin olduğu senaryoları işaret etmektedir. Literatürde de sıcak hava kurutucularda belirli bir sıcaklık ve hava debisi aralığında nem transferinin hızlandığı, böylece kurutma süresi ve enerji tüketiminin optimize edildiği belirtilmektedir (Taheri-Garavand vd., 2018; Ju vd., 2023).

Orta verim (M):

- Kabin iç sıcaklığının 55–63 °C aralığında,
- Ürün ağırlığının 260–310 g civarında olması,
- Hava hızının 0.69–0.76 m/s gibi orta değerlerde bulunması durumlarında gözlenmiştir.

Bu durum, kurutma sürecinde sistemin hâlâ etkin çalıştığını ancak optimum koşulların biraz dışında kaldığını göstermektedir. Benzer şekilde Guiné vd. (2015), farklı kurutma sıcaklıklarının optimum değerlerden uzaklaşıldığında verim düşüşü yaşandığını göstermiştir.

Düşük verim (L):

- Çıkış sıcaklığının 48–62 °C aralığında olması,
- Ürün ağırlığının 100–300 g seviyelerine düşmesi,
- Giriş sıcaklığının 29–40 °C arasında kalması gibi koşullarda ortaya çıkmıştır.

Bu senaryolarda, ürün zaten büyük oranda kurumuş olduğundan suyun uzaklaştırılması daha zor hale gelmiş, sistemin enerji tüketimi artmış ama verim düşmüştür. Literatürde de (Chakravartula vd., 2023; Liu vd., 2020) kurutma sürecinin son safhalarında enerji verimliliğinin azaldığı ve kurutma hızının düştüğü sıkça rapor edilmektedir.

Sonuç olarak: Elde edilen kurallar, gıda kurutma literatüründeki genel eğilimlerle tutarlıdır. Parametreler hem fiziksel süreçlerle hem de önceki çalışmalarda rapor edilen bulgularla anlamlı şekilde örtüşmektedir. Açıklanabilir yapay zekâ ile türetilen bu kurallar, kara kutu modellerin ötesinde, araştırmacıya hangi parametre aralıklarının yüksek verim sağladığını açıkça göstermektedir.

SONUÇLAR

Gerçekleştirilen çalışmada Elazığ yöresine özgü Paşa armudu, iki farklı hava hızı (0.63 m/s ve 1.03 m/s) ve iki farklı sıcaklık (50 °C ve 65 °C) koşulunda kurutulmuştur. Yapılan deneylerde, en hızlı kuruma süreci 1.03 m/s hava hızı ve 65 °C sıcaklıkta gerçekleşmiş, ürünün başlangıç ağırlığı olan yaklaşık 450 gramdan 103 grama düşmesi sağlanmıştır. En yavaş kuruma ise 0.63 m/s hava hızı ve 50 °C sıcaklıkta meydana gelmiştir. Kurutma verimi açısından en iyi sonuç %8.57 oranıyla 0.63 m/s hava hızı ve 65 °C sıcaklık şartlarında elde edilirken, en düşük verim ise %3.65 ile yine 0.63 m/s hava hızı ancak 50 °C sıcaklıkta kaydedilmiştir. Açıklanabilir yapay zekâ yöntemleriyle analiz edilen verilerde, kural oluşturmak için önerilen Salınım içeren Ayçiçeği Optimizasyon Algoritması (SAOA) kurutma alanında ilk defa kullanılmış olup yüksek, orta ve düşük verimli kurutma koşulları net ve anlaşılır kurallarla ortaya çıkarılmıştır. Kurutma parametrelerinin enerji tüketimi üzerindeki etkileri değerlendirilmiş ve oluşturulan sınıflandırma kurallarının doğruluk oranları %90'ın üzerine çıkmıştır. Her sınıf metriği için üç adet kural elde edilmiştir. Çalışmada, geliştirilen akıllı sistem ile optimum enerji tüketimi ve ürün kalitesi elde edilmiştir. Bu çalışmanın gelecekteki planlamasında, görüntü işleme prosedürü eklenerek kontrol senaryolarının geliştirilmesi sağlanacaktır.

TEŞEKKÜR

Bu çalışma, TÜBİTAK 223M501 numaralı proje kapsamında imal edilen deney seti kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Tüm yazarlar desteklerinden ötürü TÜBİTAK'a teşekkür etmektedirler.

KAYNAKÇA

Chakravartula, S.S.N., Bandiera, A., Nardella, M., Bedini, G., Ibba, P., Massantini, R., Moscetti, R., 2023, Computer vision-based smart monitoring and control system for food drying: A study on carrot slices. Comput. Electron. Agric. 206, 107654.

Guiné, R.P.F., Barroca, M.J., Gonçalves, F.J., Alves, M., Oliveira, S., Mendes, M., 2015, Artificial neural network modelling of the antioxidant activity and phenolic compounds of bananas submitted to different drying treatments. Food Chem. 168, 454–459.

Hosseinpour, S., Rafiee, S., Aghbashlo, M., Mohtasebi, S.S., 2015, Computer Vision System (CVS) for In-Line Monitoring of Visual Texture Kinetics During Shrimp (Penaeus Spp.) Drying. Dry. Technol. 33, 238–254.

Ju, H.Y., Vidyarthi, S.K., Karim, M.A., Yu, X.L., Zhang, W.P., Xiao, H.W., 2023, Drying quality and energy consumption efficient improvements in hot air drying of papaya slices by step-down relative humidity based on heat and mass transfer characteristics and 3D simulation. Dry. Technol. 41, 460–476.

Liu, Z.L., Nan, F., Zheng, X., Zielinska, M., Duan, X., Deng, L.Z., Wang, J., Wu, W., Gao, Z.J., Xiao, H.W., 2020, Color prediction of mushroom slices during drying using Bayesian extreme learning machine. Dry. Technol. 38, 1869–1881.

Nadian, M.H., Abbaspour-Fard, M.H., Sadrnia, H., Golzarian, M.R., Tabasizadeh, M., Martynenko, A., 2017, Improvement of kiwifruit drying using computer vision system (CVS) and ALM clustering method. Dry. Technol. 35, 709–723.

Taheri-Garavand, A., Karimi, F., Karimi, M., Lotfi, V., Khoobbakht, G., 2018, Hybrid response surface methodology–artificial neural network optimization of drying process of banana slices in a forced convective dryer. Food Sci. Technol. Int. 24, 277–291.

KONVEKTİF KURUTMA VE MİKRODALGA DESTEKLİ KONVEKTİF KURUTMA YÖNTEMLERİYLE HAVUÇ KURUSU VE ELMA KURUSU ÜRETİMİNDE KURUTMA KARAKTERİSTİKLERİNİN VE KURUTMA KİNETİĞİNİN İNCELENMESİ

Melike GEDİK*, Semiray DEMİREL, Merve GÖRDESEL YILDIZ*****
*Gazi Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Kimya Mühendisliği Bölümü,
06570 Çankaya, ANKARA, melike.gedik@gazi.edu.tr
** Gazi Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Kimya Mühendisliği Bölümü
06570 Çankaya, ANKARA, semiray.demirel@gazi.edu.tr
*** Gazi Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Kimya Mühendisliği Bölümü
06570 Çankaya, ANKARA, mervegordesel@gazi.edu.tr

Özet: Bu çalışmada, elma (*Malus domestica*) ve havuç (*Daucus carota*) örneklerinin konvektif ve mikrodalga destekli konvektif kurutma yöntemleri ile kurutulma süreçleri detaylı olarak incelenmiştir. Her numune grubu, sabit 5.00 g başlangıç kütlesine sahip olacakşeklide hazırlanmış; elmalar 5 ve 10 parçaya, havuçlar ise 5 ve 14 parçaya bölünmüştür. Ön işlemler kapsamında; haşlama, sitrik asit ve limon suyu ile muamele uygulamaları gerçekleştirilmiştir. Hazırlanan numuneler, 50°C, 70°C ve 90°C olmak üzere üç farklı sıcaklıkta sabit hava akışı altında kurutulmuştur. Kurutma sürecinde nem oranı ve ağırlık değişimleri periyodik olarak ölçülerek kurutma kinetiği analiz edilmiştir. Ön işlemlerin kurutma hızı ve son ürün kalitesi üzerindeki etkileri olarak değerlendirilmiştir. Deneysel veriler doğrultusunda elde edilen kurutma karakteristikleri kullanılarak kritik nem içeriği, serbest nem miktarı ve kurutma hızları belirlenmiş; ayrıca kurutma hız sabitlerinin sıcaklık bağımlılığı Arrhenius denklemi ile modellenerek aktivasyon enerjisi (E_a) ve frekans faktörü (k_0) hesaplanmıştır. Elma için optimum kurutma koşulu, 70°C sıcaklıkta, 10 parçaya bölünmüş numunelerle 60 dakika sürede elde edilmiş olup bu koşullarda frekans faktörü (k_0) = 0.00885 s^{-1} ve aktivasyon enerjisi (E_a) = 54.01 kJ/mol olarak belirlenmiştir. Havuç için ise aynı koşullarda aktivasyon enerjisi (E_a) = 35.5 kJ/mol ve frekans faktörü (k_0) = 67.71 s^{-1} olarak bulunmuştur. Ayrıca, kurutulmuş ürünlerin rehidrasyon kapasiteleri belirlenmiş ve rehidrasyon kinetik eğrileri oluşturulmuştur. Mikrodalga destekli konvektif kurutma yönteminin, yalnızca konvektif kurutmaya kıyasla kurutma süresini önemli ölçüde azalttığı ve ürünün yeniden su alma kapasitesini olumlu yönde etkilediği gözlemlenmiştir. Bu çalışma; gıda kurutma proseslerinde enerji etkinliğinin artırılması, ürün raf ömrünün uzatılması ve gıda atıklarının azaltılması açısından bilimsel katkılar sunmakta; aynı zamanda endüstriyel ve küçük ölçekli üretimler için uygulanabilir kurutma stratejilerinin belirlenmesine yönelik temel bilgiler sağlamaktadır.
Anahtar Kelimeler: Kurutma Kinetiği, Elma, Havuç, Konvektif Kurutma, Mikrodalga Kurutma

INVESTIGATION OF DRYING CHARACTERISTICS AND DRYING KINETICS IN THE PRODUCTION OF DRIED CARROT AND DRIED APPLE BY CONVECTIVE DRYING AND MICROWAVE-ASSISTED CONVECTIVE DRYING METHODS

Abstract: In this study, the drying processes of apple (*Malus domestica*) and carrot (*Daucus carota*) samples using convective and microwave-assisted convective drying methods were examined in detail. Each sample group was prepared with a constant initial mass of 5.00 g; apples were cut into 5 and 10 pieces, and carrots into 5 and 14 pieces. Pre-treatment applications included blanching, citric acid, and lemon juice treatments. . The prepared samples were dried under constant airflow at three different temperatures: 50°C, 70°C, and 90°C. During the drying process, moisture content and weight changes were measured periodically to analyze drying kinetics. The effects of the pretreatments on drying rate and final product quality were comparatively evaluated. Based on the experimental data, drying characteristics such as critical moisture content, free moisture content, and drying rates were

determined. Furthermore, the temperature dependency of the drying rate constants was modeled using the Arrhenius equation to calculate the activation energy (E_a) and frequency factor (k_0). For apples, the optimum drying condition was determined to be at 70°C for 60 minutes using 10-piece samples, with a frequency factor (k_0) of 0.00885 s^{-1} and an activation energy (E_a) of 54.01 kJ/mol. For carrots, under the same drying conditions, theactivation energy(E_a) was found to be 35.5 kJ/mol, and the frequency factor (k_0) was 67.71 s^{-1}. Additionally, the rehydration capacities of the dried products were measured, and rehydration kinetic curves were generated.It was observed that microwave assisted convective drying significantly reduced the drying time compared to conventional convective drying and positively affected the rehydration capacity of the products. This study provides scientific contributions to enhancing energy efficiency in food drying processes, extending product shelf life, and reducing food waste. Moreover, it offers fundamental insights for determining suitable drying strategies for both industrial and small-scale production applications.
Keywords: Drying Kinetics, Apple, Carrot, Convective Drying, Microwave Drying

1. INTRODUCTION

Drying kinetics studies have been widely conducted in the food industry to increase energy efficiency and preserve product quality. During the drying process, the moisture content of products is removed in a balanced and controlled manner, minimizing quality loss. In this context, the characteristics of drying processes have been analyzed to reduce production costs and preserve nutritional value.

Through drying processes, the water content in foods is reduced, microbial and enzymatic activities are slowed down, and shelf life is extended. Drying behavior has been modeled kinetically by considering variables such as moisture content, temperature, and time (Mujumdar, 2014). In addition to drying, the rehydration behavior of dried products is also important, as it reflects the structural integrity and usability of the product after drying. For example, Ma et al. (2023) investigated the rehydration rates of microwave-dried apple cubes immersed in distilled water at 25°C for 300 minutes. Their results showed that lower microwave powers led to higher rehydration rates, while high power levels caused microstructural damage and reduced water retention capacity.

In Turkey, sun drying in open air is commonly applied; however, due to its low level of control, it can adversely affect product quality. Therefore, alternative controlled drying methods such as convective drying, vacuum drying, freeze-drying, and microwave-assisted drying have been developed. It has been reported that 97–98% of the dried fruits and vegetables traded worldwide are produced using controlled hot air drying (Maskan, 2001).

In this study, high-moisture products such as apples and carrots were selected, and their drying processes were optimized to improve energy efficiency and product quality. According to official statistics, in 2023, apple and carrot production in Turkey amounted to 4.6 million tons and 778 thousand tons, respectively. Both products were determined to contain approximately 88% moisture, making them highly susceptible to microbial spoilage. It was found that approximately 1 kg of dried product can be obtained from 10 kg of fresh product (TÜİK, 2023).

Dried apple is commonly used in cereals, herbal teas, and as a healthy snack. Due to the concentration of natural sugars during drying, it is offered as a healthier alternative to sweet snacks. Dried carrots have been utilized in instant soups, food mixes, and as an additive in pasta. Additionally, an increase in vitamin C content after drying has been observed, making carrots a more attractive option as a healthy snack (Sharma ve Prasad, 2001).

Within the scope of the project, convective and microwave-assisted convective drying methods were applied, and different temperatures, drying durations, and pre-treatment conditions were tested comparatively. Drying characteristics and kinetics were analyzed in detail, and the most efficient conditions were determined. Furthermore, rehydration capacity was examined to assess the usability of the final product.

In this study, an energy-efficient drying process that preserves the nutritional value of apples and carrots was developed.

2. MATERIAL and METHOD

2.1. Raw Materials

In this study, fresh carrots (Daucus carota L.) and apples (Malus domestica) with high moisture content were chosen as model foods. Purchased from local markets in Ankara, Türkiye, the samples were selected for uniform maturity, size, and quality. After washing, peeling, and slicing, apples were cut into 5 and 10 pieces, carrots into 5 and 14 pieces, to assess the effect of surface area on drying. Each group started with a constant mass of 5.00 g.

2.2. Drying Equipment and Procedure

The convective drying experiments were performed using a Denver IR 35 M moisture analyzer, which operates on the thermo-gravimetric principle, enabling real-time mass measurement during drying. Drying trials were conducted at three constant air temperatures: 50 °C, 70 °C, and 90 °C. For each condition, two drying

durations (60 and 90 minutes) were evaluated. The samples were evenly distributed on the sample holder to ensure uniform air exposure. During the entire drying process, weight measurements were recorded every 30 seconds for both apple and carrot samples.

2.3. Experimental Design

The experimental design aimed to analyze the influence of drying temperature, drying time, and surface area on drying kinetics. The effect of pretreatments on product quality and drying behavior was also systematically investigated. Experimental conditions were selected to prevent thermal degradation of sensitive nutrients while achieving effective moisture removal.

2.4. Pretreatment Applications

To enhance the color stability, inhibit enzymatic browning, and potentially accelerate the drying rate, selected samples were subjected to the following

pretreatments before drying:

Blanching: immersion in hot water at 80 °C for 2 minutes,
Citric acid treatment: soaking in a 0.1 M citric acid solution for 2 minutes,
Lemon juice treatment: immersion in freshly squeezed lemon juice for 2 minutes.
These pretreatments aimed to modify the physicochemical properties of the samples and evaluate their influence on subsequent drying performance and product quality attributes such as texture and color.

2.5. Microwave-Assisted Drying (Hybrid Method)

Following the identification of optimal convective drying conditions, selected samples were further exposed to a post-drying microwave treatment using a microwave oven operating at 350 W. The samples were treated for 30 and 60 seconds. The hybrid drying method was evaluated for its impact on drying efficiency, structural integrity, and the preservation of sensory attributes.

2.6. Determination of Moisture Content and Drying Rate

The moisture content at each time point was calculated using the following equation: $X = \frac{W_t - W_e}{W_e}$ (1)

where W_t is the sample weight at time t, and W_e is the equilibrium (final) weight. The drying rate (DR) was determined by: $DR = \frac{\Delta X}{\Delta T}$ (2)

The values obtained were used to construct moisture content vs. time and drying rate vs. time plots. Critical moisture content and drying phases were determined from these plots.

2.7. Kinetic Modeling and Thermodynamic Parameters

To describe the drying kinetics, the experimental data were fitted to various thin-layer drying models. Linear regression was used to determine the drying rate constant k_1 for each temperature. Activation energy E_a and the pre-exponential factor k_0 were calculated using the Arrhenius equation: $lnk1 = lnk0 - \frac{Ea}{RT}$ (3)

where R is the universal gas constant (8.314 J/mol·K), and T is the absolute temperature (K). The slope and intercept of the k_1 versus 1/T graph were used to determine E_a and, k_0 respectively.

2.8. Rehydration Capacity Assessment

Rehydration tests were performed to assess the structural integrity and water absorption capacity of the dried products. The rehydration process involved immersing the dried samples in distilled water at 50 °C for 20 minutes. The rehydration ratio was calculated as follows: $Rehydration\ Ratio = \frac{W_r}{W_d}$ (4)

where W_r is the weight after rehydration and W_d is the dry weight. Comparisons were made between untreated, pretreated, and hybrid-dried samples to evaluate the influence of each process on the final product's reconstitution characteristics.

3. RESULTS and DISCUSSION

A set of experiments were conducted to investigate the effect of air temperature on the convective drying performance of apple and carrot samples. During the convective drying process, the air velocity was kept constant, and the temperature was varied at 50, 70, and 90 °C to observe the drying behavior.

3.1. Drying Behavior of Apple Samples

3.1.1 Drying Rate, Critical Moisture, and Particle Size Effects in Apple Samples

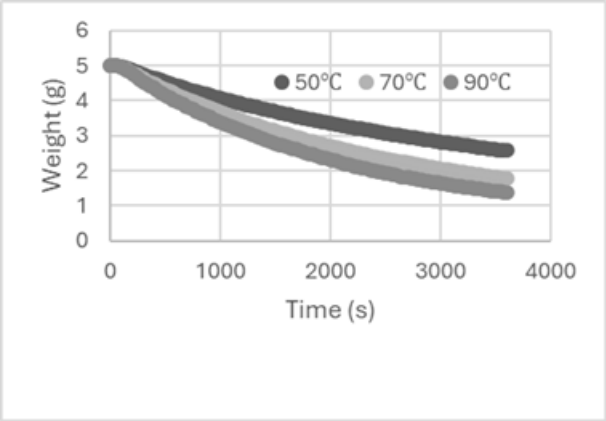


Figure 1. Comparative weight-time graph of apple samples (5 pieces, 60 minutes)

Figure 1 shows that apple sample mass decreased over time during convective drying, with 90°C showing the steepest slope and fastest drying rate. This confirms that higher temperatures enhance moisture removal by improving heat and mass transfer. Samples at 50°C retained more moisture, emphasizing the role of thermal input.

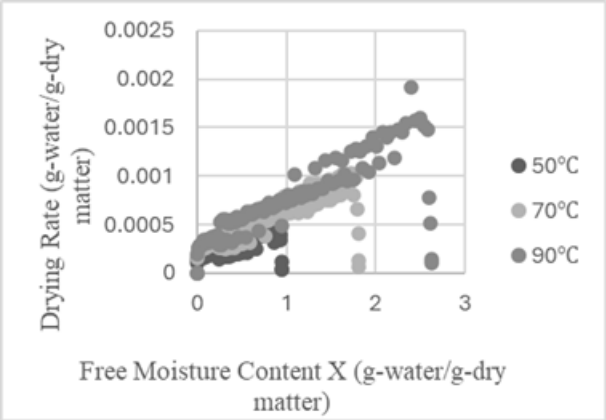


Figure 2. Comparative critical moisture content graph of apple samples (5 pieces, 60 minutes)

Figure 2 demonstrates that drying rate increased more sharply with free moisture content at higher temperatures, especially 90°C. Lower temperatures showed slower drying and delayed critical moisture levels. Overall, higher temperatures improve early-stage moisture diffusion and evaporation.

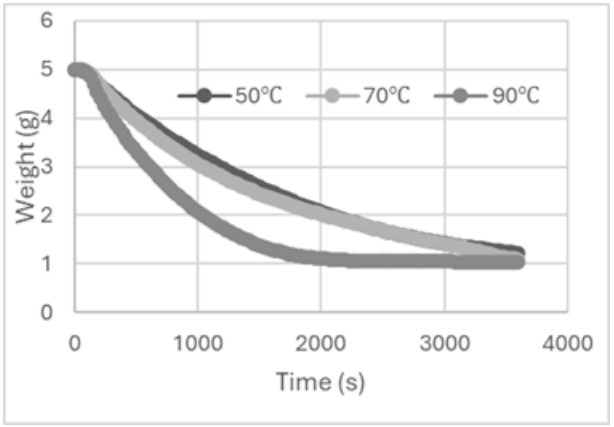


Figure 3. Comparative weight-time graph of apple samples (10 pieces, 60 minutes)

Figure 3 shows that 10-piece apple samples lost mass faster than 5-piece ones due to greater surface area, which improved heat exposure and moisture removal. The sharpest decline was again at 90°C, highlighting temperature's strong influence on drying efficiency and particle size's effect on thermal response.

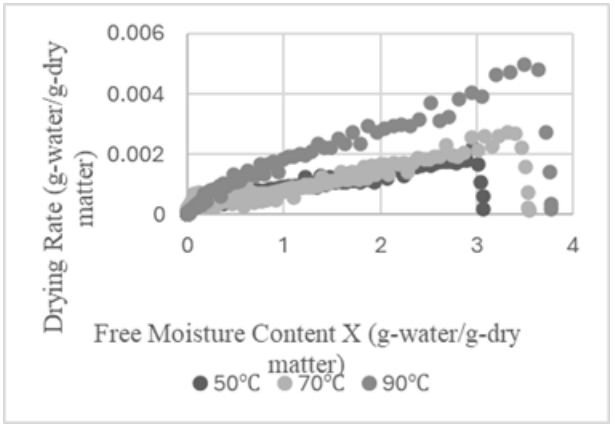


Figure 4. Comparative critical moisture content graph of apple samples (10 pieces, 60 minutes)

As shown in Figure 4, 10-piece samples at 90°C reached the highest drying rate and critical moisture content fastest. Smaller size and higher temperature together accelerated drying kinetics. At lower temperatures, both drying rate and critical point progressed more slowly, emphasizing the combined impact of surface area and heat on early-stage drying.

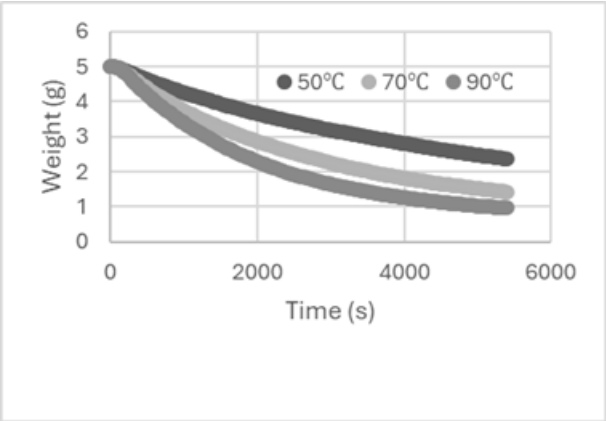


Figure 5. Comparative weight-time graph of apple samples (5 pieces, 90 minutes)

Figure 5 shows that apple sample mass continued to decline over the extended 90-minute drying period, with 90°C causing the greatest mass loss and most efficient drying. The increasing separation between curves highlights the strong impact of temperature on drying kinetics over time.

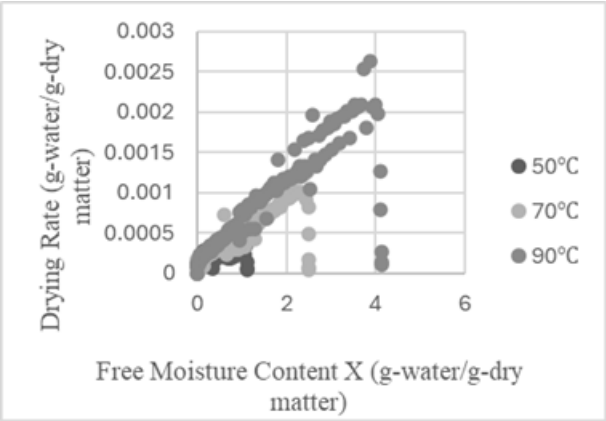


Figure 6. Comparative critical moisture content graph of apple samples (5 pieces, 90 minutes)

In Figure 6, the 90°C sample again exhibited the highest drying rate and reached critical moisture content fastest. Extended drying allowed samples to enter deeper into the falling-rate period, as shown by the wider spread and leveling of drying rates at low moisture levels.

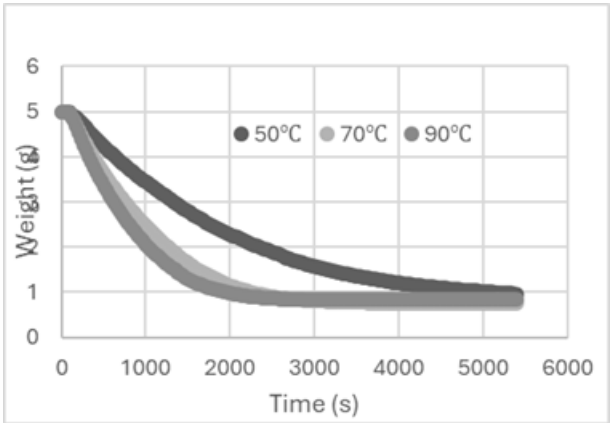


Figure 7. Comparative weight-time graph of apple samples (10 pieces, 90 minutes)

Similar to the previous experiment that conducted 60 minutes, 10-piece apple samples dried most efficiently, with the 90°C sample displaying rapid early mass loss due to higher surface area and temperature. In contrast, the 50°C sample showed slower drying, confirming the impact of both temperature and particle size.

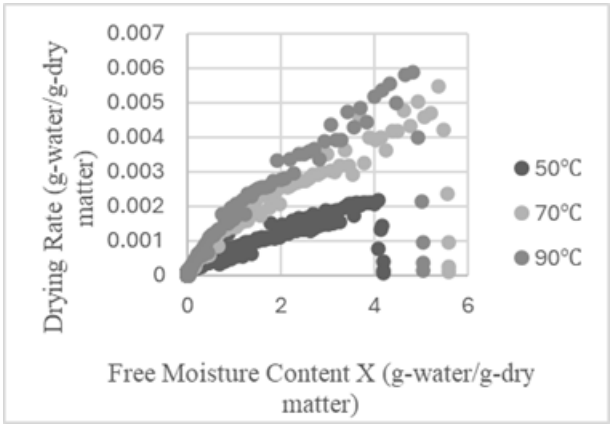


Figure 8. Comparative critical moisture content graph of apple samples (10 pieces, 90 minutes)

Figure 8 illustrates that 10-piece samples had the highest drying rate at 90°C across most moisture levels. The broader data spread at higher temperatures indicates deeper progression into the falling-rate period. The 70°C curve showed a more consistent slope, reflecting improved mass transfer from the combined effects of temperature and surface area.

When comparing the critical moisture content (Xc) and the time required to reach it, the shortest time was observed at 90 °C for 10-piece apple samples, reaching Xc in 150 seconds, while 5-piece samples at the same temperature required 180 seconds. At lower temperatures, such as 50 °C, the time to reach Xc was 180 seconds for 10-piece samples and 210 seconds for 5-piece ones. The highest Xc and drying rates were observed in 90-minute, 10-piece samples at 70 °C and 90 °C. In 60-minute trials, 10-piece samples

consistently exhibited higher Xc and drying rates compared to 5-piece ones, indicating that increased surface area promotes faster and more efficient moisture removal. The moisture content and drying rate values were calculated using Equation (1) and Equation (2), respectively.

The optimal drying condition is identified as 70°C, 60 minutes, and 10 pieces. While longer durations and higher temperatures improve drying rates, they may cause unnecessary energy use without proportional benefits. The 10-piece setup enhances drying by increasing surface area and reducing internal resistance to moisture flow.

Moreover, the 70°C condition is ideal for potential integration with microwave-assisted convective drying, which favors moderate temperatures to prevent thermal degradation. Thus, this configuration offers both efficient standalone performance and a strong foundation for hybrid drying systems.

3.1.2 Determination of Drying Kinetic Parameters and Activation Energy of Apple Samples

To better understand apple drying behavior, drying kinetics were evaluated at 50°C, 70°C, and 90°C over 60 minutes. The drying rate constant (k_1), activation energy (E_a), and frequency factor (k_0) were calculated using experimental weight loss data. The drying rate constant was obtained from the slope of the ln(W) vs. time plot, while ln(k) vs. 1/T plots based on the Arrhenius equation were used to determine E_a and k_0. These parameters reveal how temperature influences the drying process and support the design of more energy-efficient drying systems.

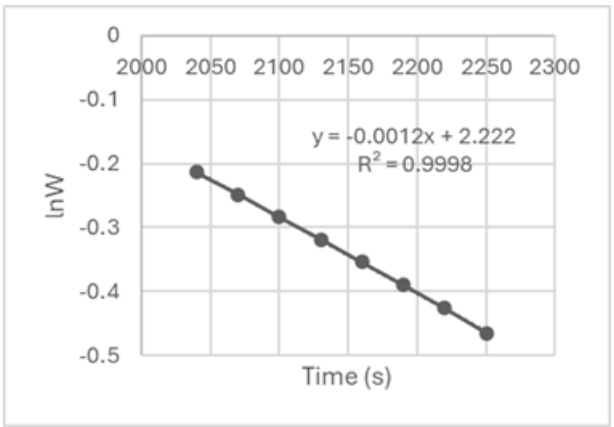


Figure 9. ln(W) versus time graph of apple samples dried at 50°C (60 minutes, 10 pieces)

As illustrated in Figure 9, the drying of apple samples at 50°C proceeded at a relatively slower rate compared to higher temperatures. The mass reduction followed a gradual trend throughout the 60-minute period, indicating limited moisture removal at this temperature.

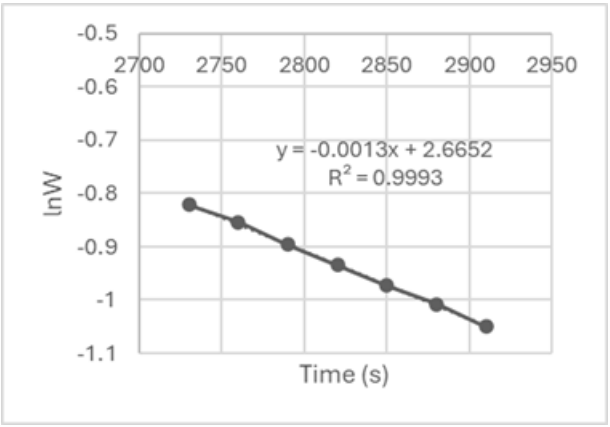


Figure 10. ln(W) versus time graph of apple samples dried at 70°C (60 minutes, 10 pieces)

According to Figure 10, the drying process at 70°C exhibited a more pronounced weight loss than at 50°C. This temperature provided a balanced drying effect, enabling a more efficient reduction in moisture content while preserving a consistent drying behavior.

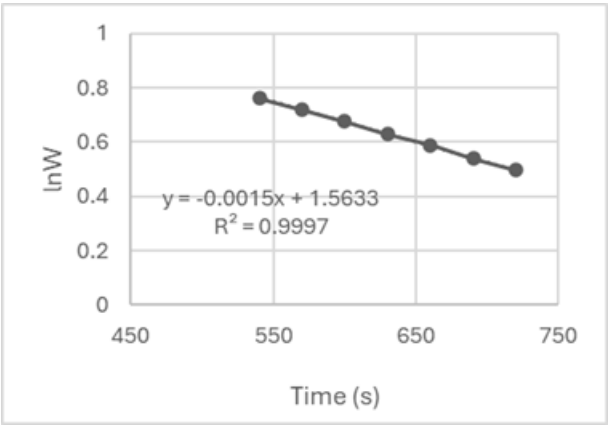


Figure 11. ln(W) versus time graph of apple samples dried at 90°C (60 minutes, 10 pieces)

As shown in Figure 11, the apple samples dried at 90°C experienced the most rapid decrease in mass. This suggests a more intense drying environment, which accelerates moisture evaporation significantly over the same drying duration.

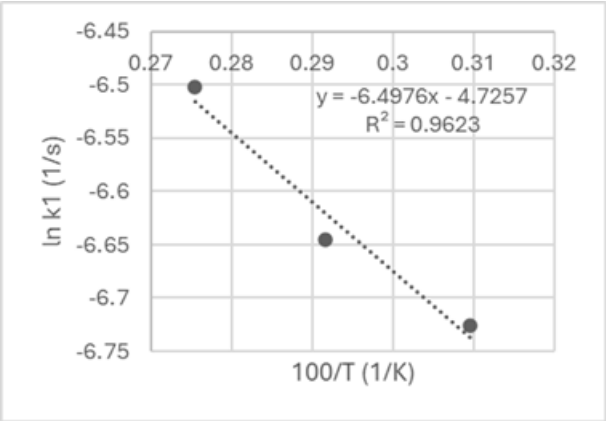


Figure 12. Arrhenius plot for determining activation energy (Ea) based on drying rate constants

Drying rate constants (k_1) for apple samples dried at 50°C, 70°C, and 90°C (10 pieces, 5 g, 60 min) were calculated from ln(W) vs. time plots in Figures 9–11. The values were 0.0012 s^{-1}, 0.0013 s^{-1}, and 0.0015 s^{-1}, showing a positive correlation between temperature and drying rate.

To determine activation energy (Ea), ln(k_1) values were plotted against 1/T, forming the Arrhenius plot (Figure 12). From the slope (–6.4976) and using R = 8.314 J/mol·K, Ea was calculated as 54.01 J/mol. The intercept (–4.7257) gave the frequency factor (k_0) as 0.00885 s^{-1}.

These results confirm that apple drying follows first-order, thermally activated kinetics. The low activation energy indicates efficient moisture removal at moderate energy input, and the frequency factor reflects typical molecular mobility in convective drying.

Additionally, relative moisture content was calculated as 86.7%, based on weight loss after drying samples at 105°C to constant weight. These kinetic parameters (k_1, Ea, k_0) are valuable for modeling and optimizing drying processes.

3.1.3 Pre-Treatments of Apple Samples

Before drying, apple and carrot samples underwent two pre-treatments: immersion in 0.1 M citric acid and freshly squeezed lemon juice, each for 2 minutes, to prevent enzymatic browning and preserve quality. A visual sensory test showed no significant difference between the two treatments. Therefore, to ensure consistency in evaluating drying behavior, experiments proceeded with untreated control samples.

Blanching, on the other hand, significantly improved drying performance. Samples blanched at 80 °C for 2 minutes showed lower final moisture content and more uniform drying curves compared to untreated ones. The thermal softening promoted water migration, while enzyme inactivation contributed to better color and quality retention. These findings demonstrate that blanching is an effective pre-treatment in terms of both drying efficiency and product appearance.

3.1.4 Microwave-Assisted Convective Drying of Apple Samples

In this section, the effects of microwave and blanching pre-treatments on the drying performance of apple samples were evaluated based on final mass, drying rate, and overall moisture removal efficiency.

Microwave Treatment Only

Apple samples pre-treated with 350 W microwave power for 30 and 60 seconds were then dried convectively, resulting in a final mass of approximately 0.717 g. Compared to untreated samples, the moisture reduction was not significantly greater, indicating limited effectiveness of the microwave pre-treatment. The short duration and low power likely did not induce meaningful structural changes to enhance drying efficiency.

Microwave + Blanching Combination

Sequential microwave and blanching pre-treatments resulted in a final dried mass of 0.458 g, only slightly lower than blanching alone, with a 1.3% improvement in drying efficiency. This marginal gain suggests that while microwave treatment may aid internal heating, the primary effect came from blanching. Under mild conditions, microwave pre-treatment does not significantly enhance drying performance beyond blanching alone.

3.1.5 Rehydration Performance Evaluation of Apple Samples

Rehydration is a key quality indicator, reflecting structural changes during drying and the sample's ability to regain moisture. In this study, apple samples dried under identical conditions were tested for rehydration after different pre-treatments: control, blanching, microwave, and combined treatments. Dried samples were soaked in distilled water at 50 °C for 30 minutes, and rehydration ratios were calculated based on weight gain. Results helped assess how each pre-treatment affected water absorption and textural recovery.

Table 1. Rehydration Experiments

Rehydration Experiments	Moisture loss (%)	Residual moisture	Moisture gain (%)

		(%)	
Convective Drying	84.68	15.32	16
Convective + Microwave	88.57	11.43	12
Convective + Boiling	91.23	8.77	15
Convective + Boiling + Microwave	91.59	8.41	17

The table provides a comparative evaluation of different drying methods based on three key parameters: moisture loss, residual moisture, and moisture gain after rehydration. These indicators are critical for assessing both the drying efficiency and the final product quality. Among the methods tested, Convective + Blanching + Microwave drying emerged as the most effective, achieving the highest moisture loss (91.59%), lowest residual moisture (8.41%), and maximum moisture gain (17%) after rehydration. This indicates superior performance in terms of both drying effectiveness and the ability of the product to regain water during rehydration.

Samples dried by only convective drying showed relatively lower drying efficiency and rehydration performance. Although this method is simple and widely used, it is time-consuming and energy-intensive. The extended exposure to heat may lead to physical degradation, such as shrinkage, surface hardening, or color darkening, which negatively impacts product quality and water absorption capacity.

In contrast, microwave-assisted convective drying significantly reduced drying time due to rapid volumetric heating and improved moisture removal from the inner layers of the samples. However, when applied without blanching, this method sometimes led to uneven surface drying, resulting in lower rehydration efficiency compared to its combined application.

The blanching pre-treatment, when used alone, effectively improved moisture migration by softening the tissue structure and inactivating enzymes, which helped preserve color and texture. It also enhanced water absorption during rehydration. However, its effectiveness was greatly amplified when combined with microwave support.

In conclusion, while each method has specific strengths and limitations, the combination of blanching and microwave-assisted convective drying proved to be the most successful strategy. It enabled the production of high-quality dried apple slices with low final moisture content and excellent rehydration capacity. These findings highlight the potential of hybrid drying technologies in achieving energy efficiency and better product quality in food drying processes.

3.2 Drying Behavior of Carrot Samples

3.2.1 Drying Rate, Critical Moisture, and Particle Size Effects in Carrot Samples

The drying behavior of carrot slices was investigated under three different temperatures (50 °C, 70 °C, 90 °C) and two durations (60 and 90 minutes), using two particle configurations (5 pieces and 14 pieces per 5 g sample). The drying curves showed the typical behavior of food materials undergoing hot air drying, with rapid moisture loss at the beginning followed by a declining drying rate as the moisture content decreased.

In the first set of experiments (90-minute duration), all samples reached critical moisture content within a relatively short period, indicating that the duration exceeded the time needed for effective drying.

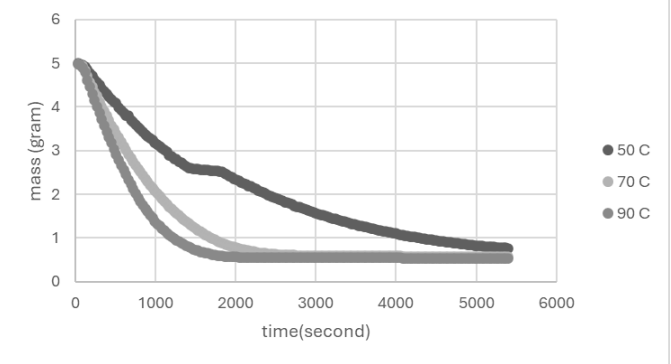


Figure 13. 50-70-90 C for 90 minutes 5 parts mass / time

In the second set of experiments was conducted at the same temperatures but with a reduced drying time of 60 minutes.

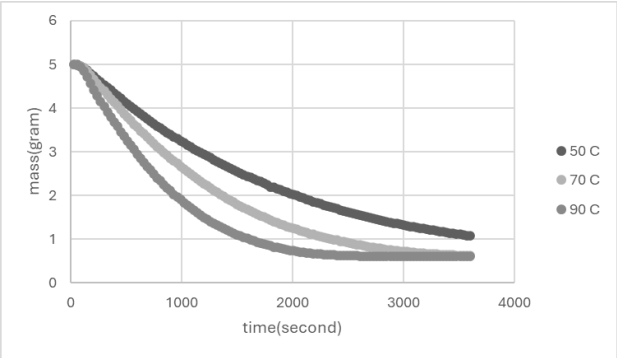


Figure 14. 50-70-90 C for 60 minutes 5 parts mass / time

Figure 13 and 14 show that thinner slices (14 per 5 g) exhibited significantly faster moisture removal compared to thicker slices (5 per 5 g), confirming the critical role of surface area in drying kinetics.

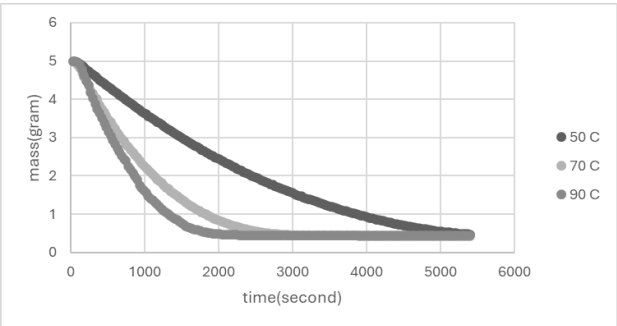


Figure 15. 14 parts mass/time for 90 minutes at 50-70-90 C

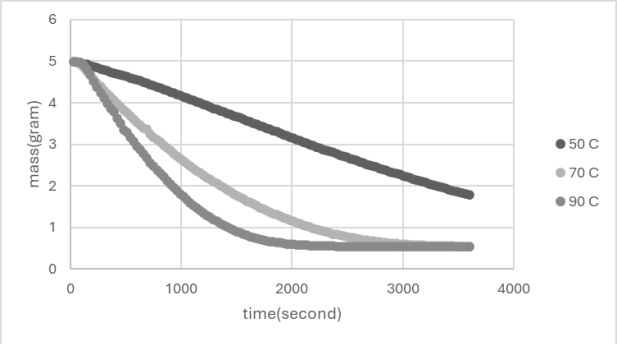


Figure 16. 50-70-90 C for 60 minutes 14 parts mass / time

Although the drying trials conducted at 90 °C exhibited the highest drying rates and lowest residual moisture levels, this condition also resulted in significant degradation of visual quality. Browning and color loss were clearly observed, which are critical drawbacks for consumer acceptance and marketability of dried carrot products. In contrast, the 70 °C condition offered a more balanced outcome—while maintaining a high drying rate, it preserved the structural integrity and color of the product to a far greater extent. Considering both efficiency and quality, 70 °C was selected as the optimal drying temperature for further kinetic analysis and evaluation. This trade-off reflects a key principle in food drying: maximizing drying efficiency must not come at the cost of product quality, especially when visual and sensory attributes are important.

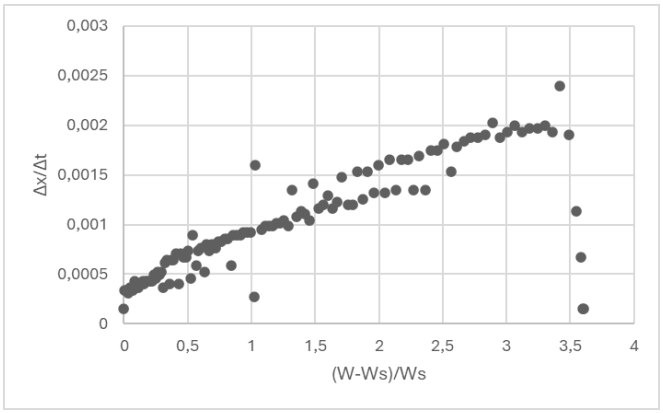


Figure 17. Critical Humidity Graph 50 C 60 min 5 pieces

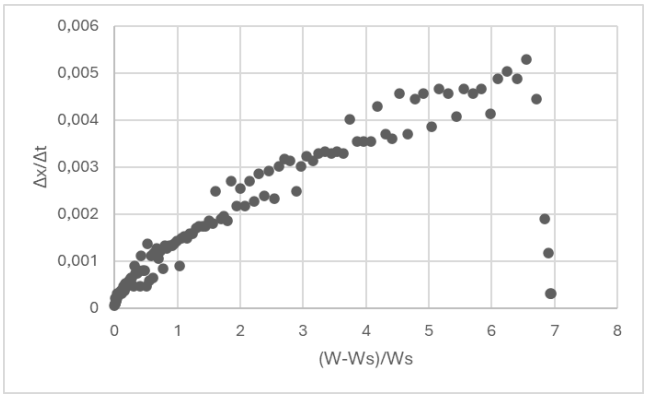


Figure 18. Critical Humidity Graph 70 C 60 min 5 pieces

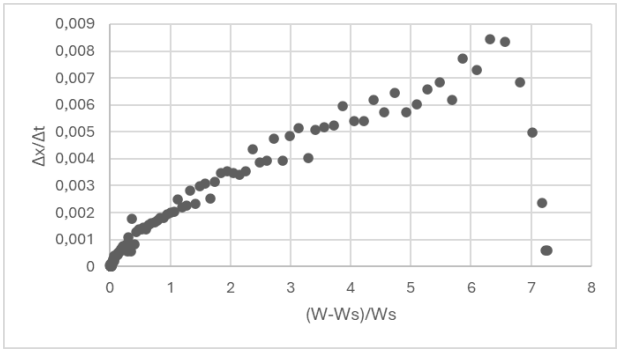


Figure 19. Critical Humidity Graph 90 C 60 min 5 pieces

3.2.2 Determination of Drying Kinetic Parameters and Activation Energy of Carrot Samples

The moisture content data were converted to dimensionless moisture ratio (W) and plotted as ln(W) versus time for selected conditions. The linear regions of these plots were used to compute the first-order drying rate constants (k_1). The results demonstrated a clear

temperature dependence: k_1 increased with increasing temperature, and samples with more pieces (higher surface area) exhibited higher drying rate constants at every temperature.

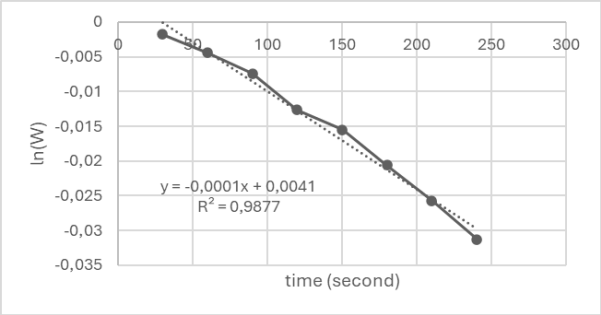


Figure 20. k1 graph (for 50 C)

This outcome is consistent with established drying theory, where enhanced surface area reduces internal resistance to moisture diffusion and shortens drying time. These results quantitatively support the hypothesis that optimizing particle geometry can significantly improve drying performance.

Table 3. k1 and ln(k1) values

T(K)	100/T	k1	ln(k1)
343,1	0,29146	0,0001	-9,210340372
363,1	0,275406	0,0005	-7,60090246
383,1	0,261028	0,001	-6,907755279

To further explore the effect of temperature on drying kinetics, the natural logarithm of the drying rate constants ($\ln(k_1)$) was plotted against the reciprocal of absolute temperature (1/T) to construct the Arrhenius plot. A strong linear relationship ($R^2 = 0.9953$) was obtained, indicating good agreement with Arrhenius's behavior.

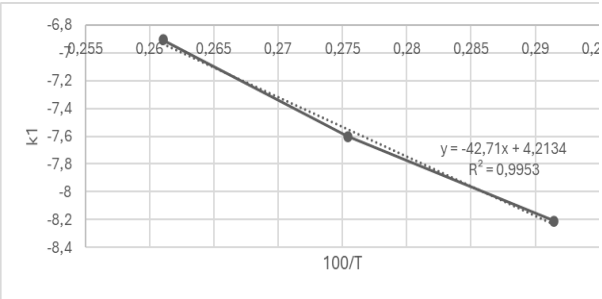


Figure 21. k0 and Ea graph

From the slope of the regression line, the activation energy (Ea) for the drying process was calculated as 35.5 kJ/mol, and the frequency factor (k_0) was found to be 67.71 s^{-1}. These values are within the typical range for fruit and vegetable drying processes, suggesting that the eenergy barrier for mositure diffusion in carrot pieces is moderate.

3.2.3 Pre-Treatments of Carrot Samples

To evaluate the influence of prtreatmenton the drying efficiency and potential quality outcomes, three pre-treatment methods were applied to carrot pieces: blanching, lemon juice immersion, and ascorbic acid soaking. The purpose of these pre-treatments was to improve visual appearance, minimize nutrient and pigment degradation, and promote uniform drying. Table 3 summarizes the initial and final sample masses for each method, allowing for a comparative analysis of drying yield.

Carrot pieces were immersed in an ascorbic acid solution prior to drying. Ascorbic acid (vitamin C) is a potent antioxidant frequently used in food processing to prevent enzymatic browning and protect sensitive pigments. The sample mass decreased from 5.384 g to 0.463 g, corresponding to a drying yield of 8.60%. While no direct colorimetric data were collected, the application of ascorbic acid likely aided in pigment stabilization and visual brightness preservation during drying.

Lemon Juice treatment involves immersing the carrot pieces in a solution of lemon juice, which provides citric acid and lowers the pH of the tissue surface. The acidity can inhibit oxidative reactions and enzymatic activity, such as that of polyphenol oxidase. After drying, the sample mass was reduced from 5.138 g to 0.572 g, yielding a drying efficiency of 11.13%, the highest among the three treatments. Although lemon juice- treated pieces retained more mass, visual inspection suggested relatively effective drying and color retention.

Blanching was performed by immersing carrot pieces in hot water at 80 °C for 2 minutes. This thermal pre-treatment is commonly used to inactivate enzymes, soften cell structures, and reduce microbial load prior to drying. The sample mass decreased from 5.48 g to 0.471 g, with a drying yield of 8.59%. Blanching likely facilitated moisture migration during drying and reduced the risk of enzymatic browning, contributing to improved visual and textural quality.

3.2.4 Microwave-Assisted Convective Drying of Carrot Samples

No significant mass loss was observed after microwave applications. However, as can be seen in Figure 22, visual changes occurred in the samples. In addition,

according to the results of the rehydration analyses, the

effect of microwave treatment on moisture regain varies between1% and 2%.

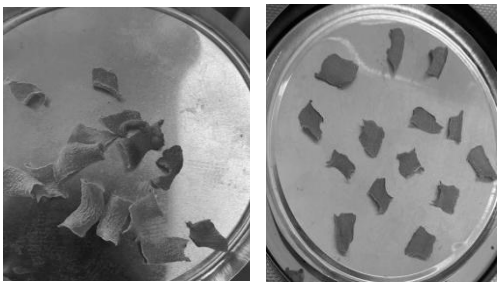


Figure 22. Post-drying visual alterations of carrot samples

3.2.5. Rehydration PerformanceEvaluation of Carrot Samples

Rehydration capacity is a critical quality indicator for dried products, reflecting structural integrity and potential usability after storage. Rehydration tests demonstrated that pre-treated samples generally performed better than untreated ones.

Table 4. Rehydration Experiments

Rehydration Experiments	M first (gr)	M final (gr)	Rehydration Percentage
Convective Drying	5,003	0,598	% 48,16
Convective + Microwave	4,996	0,52	% 48,9
Convective + Boiling	5,48	0,471	% 53,4
Convective + Boiling + Microwave	5,491	0,497	% 55,14

Notably, samples subjected to blanching followed by microwave treatment achieved the highest rehydration ratio at 55.1%, surpassing other combinations such as convection-only drying or treatments with lemon juice or ascorbic acid. This suggests that blanching may soften the tissue structure and microwave exposure may reduce internal barriers to moisture uptake.

4. CONCLUSIONS

This study evaluated the drying behavior of apple and carrot slices using various drying methods, with a focus on microwave-assisted convective drying combined with blanching as a pre-treatment. This hybrid method proved most effective for both types of produce, providing rapid and uniform moisture removal, enhanced product quality, and high rehydration capacity.

For apple pieces, the most efficient condition was drying at 70 °C for 60 minutes using 10 pieces per sample. The activation energy was calculated as 54.01 kJ/mol, and the frequency factor as 0.00885 s^{-1}. Blanching softened the cellular structure and inactivated enzymes, while microwave assistance accelerated drying and minimized structural damage. The final moisture content dropped to 8.41%, and the rehydration capacity increased by 17%, indicating improved permeability, better texture preservation, and efficient moisture recovery.

For carrot pieces, the same method—70 °C for 60 minutes using 14 pieces per sample—also produced the most favorable results. The activation energy was 35.5 kJ/mol, and the frequency factor was 67.71 s^{-1}. As with apples, blanching and microwave application enhanced drying uniformity and preserved microstructure. The method achieved a maximum rehydration rate of 55.14%, reflecting efficient moisture uptake and strong structural resilience after drying.

Overall, the results demonstrate that the combination of blanching and microwave-assisted convective drying significantly improves drying efficiency and rehydration performance in both apples and carrots.

SYMBOLS

A Surface area [m^2]
Ea Activation energy [kJ/mol]
K Drying rate constant [1/s]
k_0 Frequency factor [1/s]
m Sample mass [g]
M Moisture content [%]
R Universal gas constant (=8.314 J/mol·K)
T Absolute temperature [K]
t Drying time [min or s]
W Dimensionless moisture ratio [-]

Xc Critical moisture content [%]

ACKNOWLEDGMENTS

This study was supported by The Scientific and Technological Research Council of Türkiye (TÜBİTAK) under the 2209-A Program for Supporting Research Projects of Undergraduate Students with the project number 221B1423010027. The authors would like to thank TÜBİTAK for their support.

REFERENCES

Funebo T. ve Ohlsson T., 1998, Rehydration of dried foods, *Food Science and Technology International*, 4(5), 329–335.

Ma Y., Tian X., Wang Y., Zhao H. ve Song J., 2023, Comparative study on drying characteristics and quality of apple cubes dried in two different microwave dryers, *Polish Journal of Food and Nutrition Sciences*, 73(4), 367–374.

Maskan M., 2001, Drying, shrinkage and rehydration characteristics of kiwifruits during hot air and microwave drying, *Journal of Food Engineering*, 48(2), 177–182.

Mujumdar A. S., 2014, *Handbook of Industrial Drying*, CRC Press.

Sharma G. P. ve Prasad S., 2001, Drying of garlic (*Allium sativum*) cloves by microwave–hot air combination, *Journal of Food Engineering*, 50(2), 99– 105.

TÜİK, 2023, Türkiye İstatik Kurumu, *Tarım İstatikleri,* https://data.tuik.gov.tr/

FV/T HIBRIT BIR PROTOTIP KURUTUCUDA KAPYA BIBERIN KURUMA KARAKTERISTIKLERININ BELIRLENMESI

Neslihan ÇOLAK*, Buse ÖZDERE YILMAZ, Damla BARIŞIK MARAŞLI**, Neval KÖKLÜ**, Tayfun Mustafa TAVMAN*, Seher KUMCUOĞLU**, Şebnem TAVMAN****
**Ege Üniversitesi, Gıda Mühendisliği Bölümü,
35040 Bornova, İZMİR, buseozdere1@gmail.com, dmlbrsk@gmail.com, kokluneval@gmail.com, seher.kumcuoglu@ege.edu.tr, sebnem.tavman@ege.edu.tr
* Ege Üniversitesi, Güneş Enerjisi Enstitüsü, 35100 Bornova, İZMİR, neslihan.colak@ege.edu.tr, tayfun.mustafa.tavman@ege.edu.tr

Özet: Bu çalışmada, Türkiye'nin yüksek güneş enerjisi potansiyelinden yararlanarak geliştirilen Fotovoltaik-Termal destekli Isı Pompası (FV/T-IP) sistemi ile kırmızı kapya biberlerin farklı sıcaklık (50, 60, 70 °C) ve hava hızı (1.0, 2.0 m/s) koşullarında kurutulması incelenmiştir. FV/T-IP sisteminin yanı sıra geleneksel elektrikli kurutucu, laboratuvar tipi kurutucu ve açık güneş altında kurutma sistemleri karşılaştırılmıştır. Kurutma verileri kullanılarak etkin nem difüzyon katsayıları ve aktivasyon enerjileri hesaplanmış; kuruma süreçleri 5 farklı ince tabaka kurutma modeliyle matematiksel olarak modellenmiştir. Bulgular, kurutma sürecinde sıcaklık ve hava hızı arttıkça kuruma süresinin azaldığını, etkin difüzyon katsayısının ve kuruma hızının arttığını göstermiştir. En iyi matematiksel uyumun Midilli vd. modelinde olduğu belirlenmiştir. FV/T-IP sisteminin, enerji verimliliği ve ürün kalitesi açısından geleneksel sistemlere kıyasla üstünlük sağladığı görülmüştür. Bu sonuçlar, yenilenebilir enerji destekli hibrit sistemlerin sürdürülebilir gıda kurutma teknolojileri açısından büyük potansiyele sahip olduğunu ortaya koymaktadır.
Anahtar Kelimler: Fotovoltaik-Termal Sistem, Isı Pompası, Kurutma.

DETERMINATION OF DRYING CHARACTERISTICS OF CAPIA PEPPER IN A PV/T HYBRID PROTOTYPE DRYER

Abstract: In this study, the drying of red capia peppers under different temperature (50, 60, 70 °C) and air velocity (1.0, 2.0 m/s) conditions was investigated using a Photovoltaic-Thermal assisted Heat Pump (PV/T-HP) system developed by utilizing Turkey's high solar energy potential. In addition to the PV/T-HP system, traditional electric dryers, laboratory-type dryers, and open sun drying systems were also compared. Based on drying data, effective moisture diffusivity and activation energy were calculated; the drying processes were mathematically modeled using five different thin-layer drying models. The findings revealed that increasing temperature and air velocity reduced drying time while increasing the effective diffusivity and drying rate. The best mathematical fit was observed in the Midilli et al. model. The PV/T-HP system showed superiority in terms of energy efficiency and product quality compared to conventional systems. These results demonstrate that renewable energy-supported hybrid systems have great potential for sustainable food drying technologies.
Keywords: Photovoltaic-Thermal System, Heat Pump, Drying.

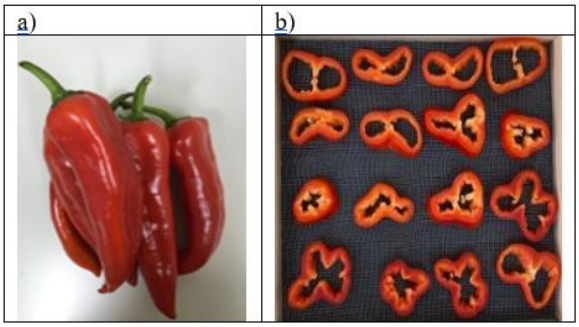
GIRIŞ

Kurutma, tarih öncesi çağlardan beri kullanılan en eski gıda koruma yöntemidir. Su oranı çok yüksek olan gıdalar çeşitli bozulma süreçlerine açıktır ve bu nedenle kurutma işlemiyle dayanıklılık kazandırılmaktadır (Cemeroğlu ve Acar, 1986). Güneş altında sererek yapılan geleneksel kurutma ekonomik olmakla birlikte mikrobiyal kontaminasyon, besin değeri kaybı ve böcek istilası gibi dezavantajlara sahiptir (Ayensu, 1997; Madhlopa vd., 2002). Bu nedenle kurutmanın kontrollü koşullarda yapılması büyük önem taşımaktadır. Kurutma işlemi, nemi mikrobiyal ve kimyasal bozulmanın önleneceği seviyeye indirir. Ancak enerji tüketimi oldukça yüksektir; endüstriyel enerjinin %10-15'i bu amaçla kullanılmaktadır (Mujumdar ve Xiao, 2019; Bennamoun, 2013; El Hage vd., 2018). Kullanılan kurutucuların %85'i

geleneksel sistemler olup enerji tüketiminde önemli bir paya sahiptir (Menon et al., 2020).
Enerji ihtiyacının büyük ölçüde fosil yakıtlarla karşılandığı günümüzde, artan talep çevre üzerindeki baskıyı artırmakta, bu da yenilenebilir enerji kaynaklarının önemini artırmaktadır (IEA, 2017; Lamidi vd., 2019). Özellikle güneş enerjisi potansiyeli yüksek olan ülkelerde kurutma süreçlerinde bu kaynakların kullanımı giderek yaygınlaşmaktadır.
Isı pompaları, düşük kaliteli ısıyı daha verimli kullanıma sunan sistemlerdir ve kurutma süreçlerinde avantaj sağlamaktadır (Colak ve Hepbasli, 2009). Isı pompaları güneş enerjisiyle birlikte kullanıldıklarında enerji verimliliği ve ürün kalitesi artmaktadır (Yahya vd., 2018). Güneş enerjisi; elektrik üretimi için fotovoltaik (FV), ısıl enerji için kolektörlerle kullanılabilmektedir. Her iki türden enerji üretimini aynı anda sağlayan FV/T sistemler geliştirilmiştir (Parida vd., 2011; Tyagi vd., 2012). FV sistemler verimli ve çevre dostudur; ancak yüksek yatırım maliyeti ve geniş alan ihtiyacı gibi dezavantajları da vardır (Ibrahim vd., 2011; Sampaio ve González, 2017). FV panellerin yüzey sıcaklığındaki artış verimi azaltmaktadır. Bu nedenle, panellerin altına entegre edilen kanallarla ısı uzaklaştırılarak FV/T sistemlerin verimi artırılmaktadır (Brahim ve Jemni, 2017). Isı pompasıyla birlikte kullanılan FV/T sistemler, çift yönlü verim artışı sağlar (Kamel vd., 2015). Bu kombinasyonla oluşturulan FV/T-IP sistemlerde, aynı anda elektrik ve ısı elde edilmekte; FV/T sistem, ısı pompasının evaporatörü olarak görev yapmaktadır (Mohanraj vd., 2018).
Bu çalışmada, Türkiye'nin güçlü güneş enerjisi potansiyelinden faydalanılarak FV/T ve camsız toplayıcıların ısı pompasıyla entegre edildiği özgün bir kurutma sistemi kullanılarak domates, biber ve üzüm gibi ekonomik önemi yüksek ürünlerle kuruma deneyleri gerçekleştirilmiştir. Kurutma işlemleri farklı sıcaklık ve hava hızlarında uygulanmış; enerji-ekserji analizleri yapılmış, matematiksel model uyumlulukları değerlendirilmiş ve ürün kalite özellikleri karşılaştırılmıştır.

MATERYAL VE METOT

Bu çalışmada, kapya biber örnekleri dilimlenerek kullanılarak farklı kurutma sistemleri (laboratuvar tipi kurutucu, FV/T-IP sistemi, elektrikli kurutucu ve güneş altında) ve koşulları (50°C, 60°C, 70°C; 1–2 m/s hava hızı) denenmiştir.



Şekil 1. Bütün halde kapya biber (a) ve dilimlenmiş kapya biber (b)

Matematik Modelleme

Bu çalışmada literatürde en fazla kullanılan ve Tablo 1' de verilen 5 farklı yarı teorik ince tabaka denklemi seçilmiştir. Bu denklemlerin biberin deneysel kuruma verileriyle uyumu test edilerek örneklerin her bir hava sıcaklığı ve hızı için kuruma modellemesi MATLAB programındaki Eğri Uydurma uygulaması kullanılarak (Mathworks Inc., USA) gerçekleştirilmiştir. Temel uyum değeri olarak korelasyon sabitinin (R^2) 1'e yakın olması dikkate alınmış, azaltılmış R^2 (Adj. R^2) ve RMSE değerleri de hesaplanarak bu değerlerin düşük olması uyumun diğer göstergesi olarak kabul edilmiştir.

Tablo 1. Gıdalarda yarı teorik ince tabaka denklikleri (Kucuk vd., 2014).

Sıra No	Model İsmi	Model Denkliği	Referans
1	Newton	$MR = e^{-kt}$	Vega vd. (2007)
2	Page	$MR = e^{-kt^n}$	Sawhney vd.(2009)
3	Modifiye Page	$MR = e^{(-kt)^n}$	Kucuk vd. (2014)
4	Midilli vd.	$MR = a.\left[e^{-kt^n}\right] + b.t$	Midilli vd. (2002)
5	Wang ve Singh	$MR = M_0 + at + bt^2$	Wang vd. (2007)

Etkin Nem Difüzivitesi ve Aktivasyon Enerjisi

Azalan hızda kuruma bölgesinde kuruyan gıda materyallerinin kuruma işleminin ana mekanizması Fick'in ikinci kanunu ile ifade edilmektedir. Bu süreçte kullanılan etkin nem difüzivitesi ($D_e$ff), kuruma kinetiğinin belirlenmesinde kritik öneme sahiptir.

$$\frac{\partial M}{\partial x} = D_{eff}\left[\frac{\partial^2 M}{\partial x^2} + \frac{a_1}{x}\frac{\partial M}{\partial x}\right] \quad (1)$$

Kurutma süresince etkin nem difüzivitesinin sabit olduğu kabul edilerek Eşitlik (1)'in levha geometri için analitik olarak çözümlenmesi ile Eşitlik (2) elde edilir.

$$MR = A_1 \sum_{i=1}^{\infty} \frac{1}{(2i-1)^2} \exp\left[-\frac{(2i-1)^2 \pi^2 D_{eff} t}{A_2}\right] \quad (2)$$

Burada MR boyutsuz nem oranı, A_1 ve A_2 geometrik sabitleri ifade etmektedir. Tablo 2'de Eşitlik (2)'de kullanılacak geometrik sabitlerin değerleri gösterilmiştir. Halka şeklinde dilimlenmiş biberler için **levha geometrisi** ve iki yüzeyden kuruma varsayılmış; boyutsuz nem oranı (MR) analitik çözümle hesaplanmıştır. MR değeri şu şekilde hesaplanabilir:
MR değeri, Eşitlik (3)'den yararlanılarak hesaplanır.

$$MR = \frac{M_t - M_e}{M_i - M_e} \quad (3)$$

Tablo 2. Levha geometrisine göre Eşitlik (2)'de kullanılacak geometrik sabitlerin değerleri

Model Geometrisi	A1	A2
Sonsuz Levha	$8/\pi^2$	$4L^2$

Kurutmanın her iki yüzeyden gerçekleştiği durumda L değeri yarı kalınlık, tek yüzeyden gerçekleşiyorsa L değeri tam kalınlık olarak alınır.
Halka şeklinde dilimlenmiş biberlerin levha geometrisine sahip olduğu ve kurumanın iki yüzeyden gerçekleştiği kabul edilerek çözümlenmiştir.
Bu denklemde M_t ve M_i sırasıyla t ve başlangıç anındaki nem içeriğini, M_e denge nem içeriğidir ve kuru temelde (kg su/kg kuru madde) hesaplanır. Denge nem içeriği t ve başlangıç anındaki nem içeriğine göre oldukça düşük olduğu kabul edilerek $MR = \frac{M_t - M_e}{M_i - M_e}$ ifadesi, $MR = \frac{M_t}{M_i}$ ifadesine dönüştürülür (Doymaz ve Pala, 2002). Kurutma işleminin uzun sürede gerçekleştiği ve materyal kalınlığının düşük olduğu durumlarda Eşitlik (2)'deki i değeri 1'e eşit olur.

$$MR = a \exp(-kt) \quad (4)$$

MR ve t arasında yarı-logaritmik çizilen grafiğin eğimi k değerini verir ve k değeri Eşitlik (5)'de kullanılarak etkin nem difüzivite değeri bulunur.

$$k = -\frac{D_{eff}\pi^2}{A_2} \quad (5)$$

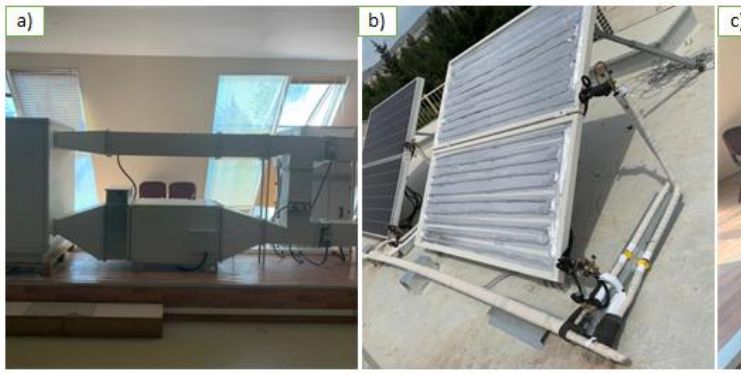
Eşitlik (5)'deki A_2 değeri geometrik sabittir ve değeri Tablo 2'de verilmiştir. Sıcaklık ve materyalin nem içeriğinin fonksiyonu olan D_{eff} değeri Arrhenius tipi eşitlik ile ifade edilir.

$$D_{eff} = D_0 exp\left(-10^3 \frac{\text{Ea}}{R(T+273.15)}\right) \quad (6)$$

D_0 Arrhenius faktörü (m^2/s), Ea difüzyon aktivasyon enerjisinin (kJ/mol), R evrensel gaz sabiti (kJ/kmol.K) ve T (°C) sıcaklıktır.

Fotovoltaik Termal Destekli Isı Pompası Sisteminin Kurulumu

Fotovoltaik Termal Destekli Isı Pompası (FV/T-IP) sistemi, Ege Üniversitesi Güneş Enerjisi Enstitüsü'nde kurularak test edilmiştir. Sistemde, bakır borularla desteklenmiş FV/T paneller, camsız kolektörler ve havalandırma kanalları kullanılmıştır. Isı transferi alüminyum bantlarla artırılmış, yansımayı önlemek için kolektör üzerine siyah örtü gerilmiştir. Evaporatörler çatıya, kompresör laboratuvara yerleştirilmiş ve bakır borularla birbirine bağlanmıştır. Sisteme özel bir yazılım geliştirilmiş olup fan hızı, sıcaklık, damperler ve evaporatörler bu yazılım üzerinden kontrol edilebilmektedir. Güneş ışınımı ölçümü için piranometre kullanılmış, veriler düzenli olarak kaydedilmiştir. Ayrıca biberlerin kurutma deneylerinde, tartım sistemi ile ürünlerin ağırlık kaybı izlenmiştir.



Şekil 2. Hibrit sistem; a) Hibrit sistemin genel görünümü, b) Hibrit sistemin güneş kollektörleri, c) Hibrit sistemde kurutmanın gerçekleştiği kabin

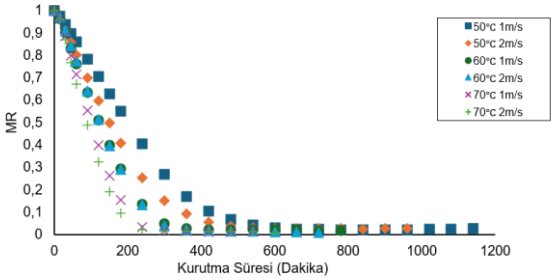
BULGULAR VE TARTIŞMA

Kuruma Karakteristikleri

Ortalama nem içeriği 91.57±0.57 (yaş ağırlık temelinde, w.b) olan ve herhangi bir önişlem uygulanmamış 0.5-1 cm kalınlığında dilimlenmiş kapya biberlerin, son nem içeriği %10±3.0 (yaş ağırlık temelinde, w.b) olana kadar laboratuvar tipi tepsili kurutucuda 50-60-70°C sıcaklıklarda ve 1.0 - 2.0 m/s hava hızlarında kurutulmuş ve ağırlık değişimleri ilk bir saat için 15'er dakika, sonraki iki saat 30'ar dakika, takip eden zamanlarda ise 60'ar dakika aralıklar ile kaydedilmiştir. Tepsili kurutucuda belirtilen çalışma koşullarında biberler 1.0 m/s hava hızı için 540-1140 dakika arası, 2.0 m/s hava hızı için 600-960 dakika arası sürede %10±1 (yaş ağırlık temelinde, w.b) nem içeriğine gelene kadar kurutulması gerçekleştirilmiştir. Elde edilen deneysel verilerden

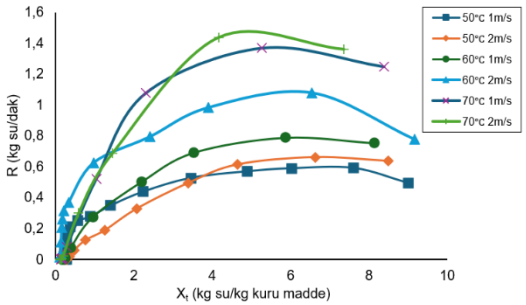
yararlanılarak biberlerin kuruma karakteristiği belirlenmiştir.

Kapya biberin farklı sıcaklık ve hava hızlarında elde edilen kuruma eğrileri Şekil 3'de görülmektedir. Sıcaklık ve hava hızı artışıyla birlikte kuruma süresinin kısaldığı görülmüştür.



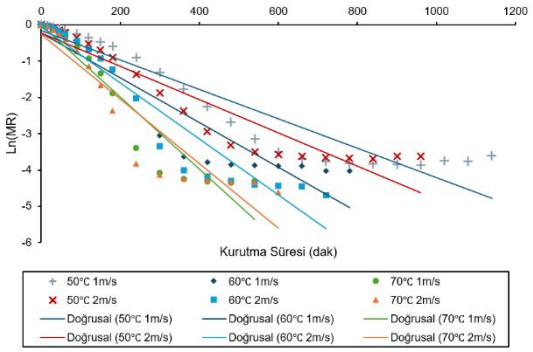
Şekil 3. 50°C, 60°C, 70°C sıcaklıkta 1 ve 2 m/s hava hızında kurutulmuş biberlerin nem içeriklerinin zamanla değişimi.

Kapya biberlerin farklı sıcaklıklarda farklı sıcaklık ve hava hızlarında kurutulmasında elde edilen kuruma akılarının (g su/dak) ürünün nem içeriğine göre değişimi Şekil 4'de gösterilmiş ve kurumanın tüm hava hızı ve sıcaklıklarında azalan akı ve sabit akı bölgesinde olduğu gözlemlenmiştir.



Şekil 4. 50°C, 60°C, 70°C sıcaklıkta 1 ve 2 m/s hava hızında kurutulmuş biberlerin kuruma hızlarının nem içeriğiyle değişimi.

Her bir hava hızı ve sıcaklığı için ln(MR)'ın zamana bağlı değişim grafiği çizilmiş ve bu grafiklerden elde edilen eğrilerin eğimleri bulunarak biberlerin etkin difüzyon değerleri belirlenmiştir (Şekil 5). Buna göre etkin difüzyon değerlerinin 1.0 m/s hava hızı için 1.76x10-10 – 4.07x10-10m2/s, 2.0 m/s hava hızı için 2.61 x10-10 - 4.92 x10-10 m2/s aralığında olduğu hesaplanmıştır.



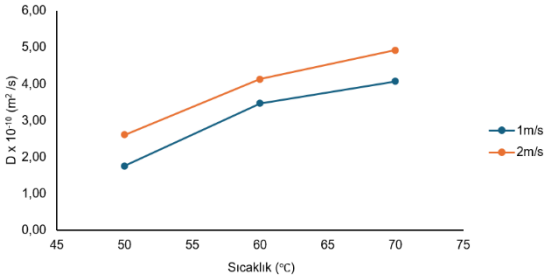
Şekil 5. Biber için ln(MR)'ın zamanla değişimi.

Sonuçlar değerlendirildiğinde sıcaklık ve hava hızının artmasıyla difüzyon katsayısının arttığı görülmektedir. En yüksek difüzyon katsayısı 4.92 x10-10 m2/s ile 70°C-2 m/s'de kurutulan biberlerde, en düşük difüzyon katsayısı 1.76x10-10 m2/s ile 50°C-1 m/s'de kurutulan biberlerde elde edilmiştir. Korelasyon katsayıları 0.8991-0.9456 aralığında değiştiği görülmektedir.

D_{eff} değeri, sıcaklık artışı ile doğru orantılıdır ve bu değer biyolojik maddeler için genellikle 10-11 ile 10-9 m2/s olarak değişmektedir (Wang vd. 2007).

Kırmızı biberin efektif difüzivite değerleri 2.25–2.74× 10−8 m2/s (Doymaz ve Pala, 2002), 3.72-9.96×10−10 m2/s (Sanjuán vd., 2003), 3.2-11.2× 10−9 m2/s (Vega vd. 2007), 0.31-87.39 × 10−9 m2/s (Arslan ve Ozcan, 2011) bulunmuş ve hesaplanan değerlerin literatürle uyumlu olduğu görülmüştür. Darvishi vd. (2014), D_{eff} değeri arasındaki farklılığın ürünün türü, kompozisyonu, kabuk yapısı ve hesaplamada yararlanılan model farkı kaynaklı olabileceğini belirtmiştir.

Sıcaklık ve hava hızının etkin difüzyon değerine etkisi Şekil 6'da görülmektedir. Sıcaklık ve hava hızı artışının kuruma hızını arttırdığı belirlenmiştir. En yüksek kuruma hızı 70°C sıcaklık ve 2.0 m/s hava hızında olduğu gözlemlenmiştir.



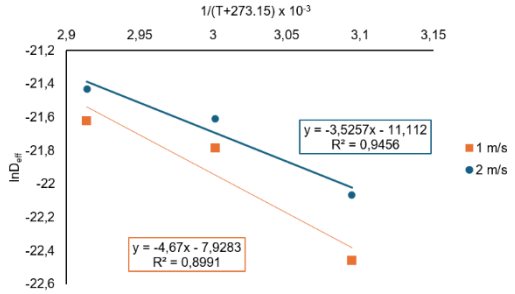
Şekil 6. Biber için etkin difüzyon katsayısının sıcaklık ile değişimi.

1.0 m/s ve 2.0 m/s hava hızlarında, kapya biberlerin sadece sıcaklığın etkisinin dikkate alındığı etkin difüzyon katsayısının aktivasyon enerjisinin belirlenmesi amacıyla ln (Deff)- [1/(T+273.15)] grafiği (Şekil 7) çizilmiş ve bu eğrilerden yararlanılarak sırasıyla 1.0 m/s hava hızı (Eşitlik 4.3) ve 2.0 m/s hava hızı (Eşitlik 4.4) için lineer denklemler oluşturulmuştur. Aktivasyon enerjisi 1.0 ve

2.0 m/s için sırasıyla 38.82 kJ/mol ve 29.31 kJ/mol olarak bulunmuştur.

Sonuçlara göre hava hızının artmasıyla aktivasyon enerjisinin azaldığı belirlenmiştir. Gıda maddelerinin Ea değerlerinin 12.7-110 kJ/mol aralığında olduğu belirtilmiştir (Aghbashloo vd., 2008).

Ön işlem uygulanmamış kırmızı biberlerin aktivasyon enerjisini Turhan vd. (1997) 28.4 kJ/mol, Vega-Gálvez vd. (2008) 40.80 kJ/mol, Kaymak-Ertekin (2002) 42.8 kJ/mol, Vega vd. (2007) kırmızı dolmalık biberin aktivasyon enerjisini 39.70 kJ/mol bulmuştur.



Şekil 7. Biber için ln(D_{eff}) - 1/(T+273.15) grafiği.

Kapya Biber İnce Tabaka Model Parametreleri

Kapya biberlerin her bir hava hızı ve sıcaklığındaki kuruma davranışını açıklayan en uygun modeli belirleyebilmek için Tablo 1 'de verilen 5 yarı teorik model sonuçları arasındaki uyum istatistiksel olarak değerlendirilmiştir. Buna göre en yüksek R^2 ve en düşük RMSE ve SSE değerini veren modelin Midilli vd. olduğu bulunmuştur (Tablo 3 - 8).

Yapılan matematiksel modelleme çalışmaları sonucunda kapya biberlerin kuruma davranışını açıklayan en uygun modelin her bir hava hızı ve sıcaklıkları için en uygun modelin Midilli vd. olduğu belirlenmiştir.

Tablo 3. 50°C sıcaklık 1.0 m/s hava hızında biberlerin kurutma davranışını ifade eden ince tabaka modellerinin parametreleri ve istatistiksel uyum verileri.

Model İsimleri	k (dak^{-1})	n	a	b	R^2	Adj. R^2	RMSE
Lewis (Newton)	0.00399	-	-	-	0.9797	0.9797	0.05436
Page	0.00039	1.424	-	-	0.9984	0.9983	0.01576
Modifiye Page	0.00039	1.424	-	-	0.9984	0.9983	0.01576
Midilli vd.	0.0002	1.526	0.9803	2.105 x10^{-5}	0.9994	0.9994	0.00968
Wang and Singh	-	-	-2.648 x10^{-3}	1.658 x10^{-6}	0.9807	0.9799	0.05415

Tablo 4. 50°C sıcaklık 2.0 m/s hava hızında biberlerin kurutma davranışını ifade eden ince tabaka modellerinin parametreleri ve istatistiksel uyum verileri.

Model İsimleri	k (dak-1)	n	a	b	R2	Adj. R2	RMSE
Lewis (Newton)	0.005092	-	-	-	0.9863	0.9863	0.04352
Page	0.00095	1.322	-	-	0.9983	0.9982	0.01576
Modifiye Page	0.1411	0.036 08	-	-	0.9863	0.9857	0.04459
Midilli vd.	0.000637	1.401	0.9877	3.07 x10-5	0.9997	0.9997	0.00668
Wang and Singh	-	-	-0.0032	2.47x10-6	0.9684	0.9668	0.06784

Tablo 5. 60°C sıcaklık 1.0 m/s hava hızında biberlerin kurutma davranışını ifade eden ince tabaka modellerinin parametreleri ve istatistiksel uyum verileri.

Model İsimleri	k (dak-1)	n	a	b	R2	Adj. R2	RMSE
Lewis (Newton)	0.006337	-	-	-	0.9794	0.9794	0.05473
Page	0.0007174	1.437	-	-	0.9985	0.9985	0.01498
Modifiye Page	0.07832	0.081	-	-	0.9794	0.9782	0.05631
Midilli vd.	0.0005167	1.502	0.9871	2.537 x10-5	0.9992	0.9991	0.01155
Wang and Singh	-	-	-0.00407	3.82x10-6	0.9662	0.9642	0.0721

Tablo 6. 60°C sıcaklık 2.0 m/s hava hızında biberlerin kurutma davranışını ifade eden ince tabaka modellerinin parametreleri ve istatistiksel uyum verileri.

Model İsimleri	k (dak-1)	n	a	b	R2	Adj. R2	RMSE
Lewis (Newton)	0.006343	-	-	-	0.9746	0.9746	0.06213
Page	0.000525	1.499	-	-	0.9991	0.9991	0.01179
Modifiye Page	0.005617	1.129	-	-	0.9746	0.9730	0.06405
Midilli vd.	0.000414	1.546	0.99	4.137 x10-4	0.9994	0.9992	0.01091
Wang and Singh	-	-	-4.264x10-3	4.222x10-6	0.9771	0.9757	0.06077

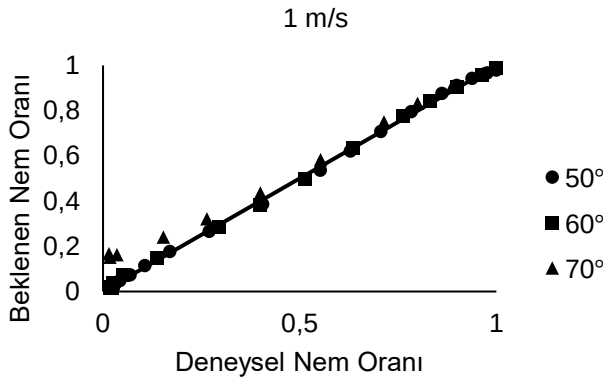
Tablo 7. 70°C sıcaklık 1.0 m/s hava hızında biberlerin kurutma davranışını ifade eden ince tabaka modellerinin parametreleri ve istatistiksel uyum verileri.

Model İsimleri	k (dak-1)	n	a	b	R2	Adj. R2	RMSE
Lewis (Newton)	0.007915	-	-	-	0.9682	0.9682	0.06992
Page	0.000556	1.557	-	-	0.9991	0.9990	0.01254
Modifiye Page	0.007696	1.028	-	-	0.9682	0.9657	0.07256
Midilli vd.	0.000454	1.598	0.9913	4.545 x10-4	0.9992	0.9990	0.01213

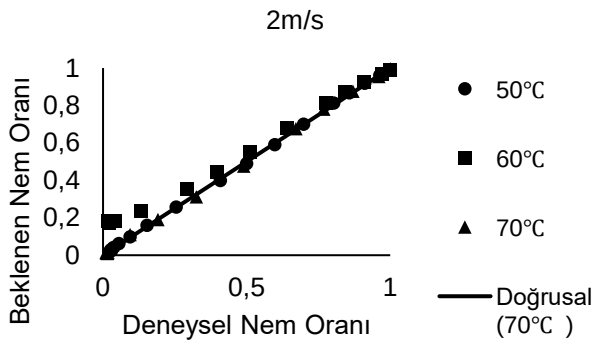
Wang and Singh	-	-	-5.547 x10-3	7.18x10-6	0.9806	0.9792	0.0566

Tablo 8. 70°C sıcaklık 2.0 m/s hava hızında biberlerin kurutma davranışını ifade eden ince tabaka modellerinin parametreleri ve istatistiksel uyum verileri.

Model İsimleri	**k (dak-1)**	**n**	**a**	**b**	**R2**	**Adj. R2**	**RMSE**
Lewis (Newton)	0.00896	-	-	-	0.9703	0.9703	0.0666
Page	0.0006447	1.566	-	-	0.9992	0.9991	0.0113
Modifiye Page	0.0006447	1.566	-	-	0.9992	0.9991	0.0113
Midilli vd.	0.0005693	1.594	0.9952	2.3x10-5	0.9995	0.9994	0.0096
Wang and Singh	-	-	-0.005568	6.934x10-6	0.9471	0.9434	0.0919



Şekil 8. Biber için Midilli vd. modelinin deneysel verilerle uyumu (υ=1 m/s).



Şekil 9. Biber için Midilli vd. modelinin deneysel verilerle uyumu (υ=2 m/s).

SONUÇ

Bu çalışmada kapya biberlerin kurutulmasında kullanılan FV/T destekli ısı pompası sistemi ile enerji verimliliği yüksek, sürdürülebilir bir kurutma yöntemi sunulmuştur. Kurutma işlemi sırasında sıcaklık ve hava hızının artmasıyla kuruma süresi azalmış, etkin nem difüzyon katsayısı yükselmiş ve ürün kalitesi korunmuştur. Deneysel veriler, Midilli vd. modelinin kuruma davranışını en iyi temsil ettiğini göstermiştir. Ayrıca, FV/T-IP sisteminin geleneksel kurutuculara kıyasla hem enerji tasarrufu sağladığı hem de çevresel etkileri azalttığı belirlenmiştir. Bu bağlamda, çalışmanın sonuçları güneş enerjisi destekli hibrit kurutma sistemlerinin tarımsal ürünlerin ekonomik, verimli ve sürdürülebilir şekilde kurutulmasında yaygınlaştırılabileceğini göstermektedir.

KAYNAKLAR

Aghbashlo, M., Kianmehr, M. H., & Arabhosseini, A. (2008). Energy and exergy analyses of thin-layer drying of potato slices in a semi-industrial continuous band dryer. *Drying Technology*, *26*(12), 1501-1508.

Arslan, D., & Özcan, M. M. (2011). Dehydration of red bell-pepper (Capsicum annuum L.): Change in drying behavior, colour and antioxidant content. *Food and bioproducts processing*, *89*(4), 504-513.

Ayensu, A. (1997). Dehydration of food crops using a solar dryer with convective heat flow. *Solar energy*, *59*(4-6), 121-126.

Bennamoun, L. 2013. Integration of photovoltaic cells in solar drying systems. *Drying Technology* 31 (11):1284–96. doi: 10.1080/07373937.2013.788510.

Brahim, T., & Jemni, A. (2017). Economical assessment and applications of photovoltaic/thermal hybrid solar technology: A review. *solar Energy*, *153*, 540-561.

Cemeroğlu, B., & Acar, J. (1986). Meyve ve Sebze İşleme Teknolojisi. *Gıda Teknolojisi Derneği Yayın*, (6), 343-347.

Colak, N., & Hepbasli, A. (2009). A review of heat pump drying: Part 1–Systems, models and studies. *Energy conversion and management*, *50*(9), 2180-2186.

Doymaz, I., & Pala, M. (2002). Hot-air drying characteristics of red pepper. *Journal of food engineering*, *55*(4), 331-335.

El Hage, H. E., A. Herez, M. Ramadan, H. Bazzi, and M. Khaled. 2018. An investigation on solar drying: A review with economic and environmental assessment. *Energy* 157:815–29. doi: 10.1016/j.energy.2018.05.197.

Ibrahim, A., Othman, M. Y., Ruslan, M. H., Mat, S., & Sopian, K. (2011). Recent advances in flat plate photovoltaic/thermal (PV/T) solar collectors. *Renewable and sustainable energy reviews*, *15*(1), 352-365.

International Energy Agency (IEA). 2017. World energy outlook 2017. Paris: IEA. https://www.iea.org/reports/world-energy-outlook-2017

Kamel, R. S., A. S. Fung, and P. R. H. Dash. 2015. Solar systems and their integration with heat pumps: A

review. *Energy and Buildings* 87:395–412. doi: 10.1016/j.enbuild.2014.11.030.

Kaymak-Ertekin, F. (2002). Drying and rehydrating kinetics of green and red peppers. *Journal of Food science*, *67*(1), 168-175.

Kucuk, H., Midilli, A., Kilic, A., & Dincer, I. (2014). A review on thin-layer drying-curve equations. *Drying Technology*, *32*(7), 757-773.

Lamidi, R. O., L. Jiang, P. B. Pathare, Y. D. Wang, and A. P. Roskilly. 2019. Recent advances in sustainable drying of agricultural produce: A review. *Applied Energy* 233-234:367–85. doi: 10.1016/j.apenergy.2018.10.044.

Madhlopa, A., Jones, S. A., & Saka, J. K. (2002). A solar air heater with composite–absorber systems for food dehydration. *Renewable energy*, *27*(1), 27-37.

Menon, A., Stojceska, V., & Tassou, S. A. (2020). A systematic review on the recent advances of the energy efficiency improvements in non-conventional food drying technologies. *Trends in Food Science & Technology*, *100*, 67-76.

Midilli, A., Kucuk, H., & Yapar, Z. (2002). A new model for single-layer drying. Drying Technology, 20(7), 1503–1513. https://doi.org/10.1081/DRT-120005864

Mohanraj, M., Y. Belyayev, S. Jayaraj, and A. Kaltayev. 2018. Research and developments on solar assisted compression heat pump systems – A comprehensive review (part-A: Modeling and modifications). *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 83:90–123. doi: 10.1016/j.rser.2017.08.086.

Mujumdar, A. S., and H. W. Xiao, eds. 2019. *Advanced drying technologies for foods*. Boca Raton, FL: CRC Press. doi: 10.1201/9780367262037.

Parida, B., Iniyan, S., & Goic, R. (2011). A review of solar photovoltaic technologies. *Renewable and sustainable energy reviews*, *15*(3), 1625-1636.

Sampaio, P. G. V., & González, M. O. A. (2017). Photovoltaic solar energy: Conceptual framework. *Renewable and sustainable energy reviews*, *74*, 590-601.

Sanjuán, N., Lozano, M., García-Pascual, P., & Mulet, A. (2003). Dehydration kinetics of red pepper (Capsicum annuum L var Jaranda). *Journal of the Science of Food and Agriculture*, *83*(7), 697-701.

Sawhney, R. L., Pangavhane, D. R., & Sarsavadia, P. N. (2009, January). Drying studies of single layer Thompson Seedless Grapes. In International solar food processing conference (pp. 14-16).

Turhan, M., Turhan, K. N., & Sahbaz, F. (1997). Drying kinetics of red pepper. *Journal of food processing and preservation*, *21*(3), 209-223.

Tyagi, V. V., Kaushik, S. C., & Tyagi, S. K. (2012). Advancement in solar photovoltaic/thermal (PV/T) hybrid collector technology. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, *16*(3), 1383-1398.

Vega, A., Fito, P., Andrés, A., & Lemus, R. (2007). Mathematical modeling of hot-air drying kinetics of red bell pepper (var. Lamuyo). *Journal of food Engineering*, *79*(4), 1460-1466.

Vega-Gálvez, A. L. M. S., Lemus-Mondaca, R., Bilbao-Sáinz, C., Fito, P., & Andrés, A. (2008). Effect of air drying temperature on the quality of rehydrated dried red bell pepper (var. Lamuyo). Journal of food engineering, 85(1), 42-50.

Wang, Y., & Singh, M. P. (2007, January). Formal Trust Model for Multiagent Systems. In *Ijcai* (Vol. 7, pp. 1551-1556).

Wang, Z., Sun, J., Liao, X., Chen, F., Zhao, G., Wu, J., & Hu, X. (2007). Mathematical modeling on hot air drying of thin layer apple pomace. *Food Research International*, *40*(1), 39-46.

Yahya, M., Fahmi, H., Fudholi, A., & Sopian, K. (2018). Performance and economic analyses on solar-assisted heat pump fluidised bed dryer integrated with biomass furnace for rice drying. *Solar Energy*, *174*, 1058-1067.

ÇİFT KADEMELİ SERİ ABSORPSİYONLU KLİMA SİSTEMLERİNDE PERFORMANS İYİLEŞTİRME ÇALIŞMALARI

Ali Çeri* ve İlhami Horuz**
Gazi Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü,
06570 Maltepe, Ankara, *aliceri1404@gmail.com, **ilhamihoruz@gazi.edu.tr

Özet: Yakıt maliyeti sıralamasında elektrik fiyatlarının yüksek olması ve günümüzde yaygın olarak kullanılan klima sistemlerinin fazla miktarda elektrik tüketmesi, mühendisleri farklı klima sistemlerine yöneltmektedir. Absorpsiyonlu klima (ABK) sistemleri bu aşamada bir alternatif olarak karşımıza çıkmaktadır. Klasik Buhar Sıkıştırmalı Mekanik Soğutma Sistemi içeren klima sisteminin Soğutma Tesir Katsayısı (STK) değeri 2 civarında iken, tek kademeli ABK sistemlerinin STK değeri 0,8 civarında olduğundan rekabet edecek durumda değildir. Fakat çift kademeli ABK sistemleri, STK değerlerinin 1-1,5 civarında olması ve çalışması için güneş enerjisi, jeotermal enerji veya atık ısı gerektirmesi açılarından dikkat çekicidir. Üretici firmaların katalogları incelendiğinde çift kademeli seri ABK sistemlerinin de yaygın olarak üretildiği tespit edilmiştir. Bu çalışmada, önce tek kademeli ABK sistemlerini tanıtılmış, çalışma prensipleri anlatılmış ve performans limitleri belirtildikten sonra iki kademeli seri ABK sistemleri şematik olarak gösterilmiş, çalışma prensipleri açıklanmış ve performansı arttırmak için, eriyik ve soğutma devresi eşanjörleri eklenmesi, yoğuşturucunun hava ve su ile ısısının alınması, eriyiklerin geri gönderilmesi ve farklı soğutucu akışkan çiftleri kullanılması vb. gibi yöntemler kullanılarak termodinamik analizleri yapılmış ve performans artışları karşılaştırmalı olarak tablo ve grafikler halinde sunularak, tartışılmıştır. Temel sisteme, eriyik ve soğutma devreleri eşanjörlerinin eklenmesi, eriyiklerin geri gönderilmesi, yoğuşturucunun hava yerine suyla soğutulması ve yüksek sıcaklıklı kaynatıcı sıcaklığının yani sistemi tahrik eden ısı kaynak sıcaklığının arttırılması modifikasyonları uygulandığında, sistemin performansında iyileşmeler gözlemlenmiştir (COP değeri 0,417 den 1,118 değerine yükselmiştir).
Anahtar Kelimeler: Absorpsiyonlu Soğutma, Soğutma Sistemi, Çift Kademeli Seri Sistem, Performans artışı

Abstract: The high cost of electricity and the large amount of electricity consumed by widely used air conditioning systems nowadays are directing engineers toward different cooling systems. Absorption cooling (ABC) systems emerge as an alternative at this stage. While the Coefficient of Performance (COP) of conventional vapor compression mechanical refrigeration systems is around 2, single-stage ABC systems with a COP of approximately 0.8 are not competitive. However, double-stage ABC systems are noteworthy due to their COP values around 1 to 1.5 and their requirement for solar energy, geothermal energy, or waste heat to operate. An examination of manufacturers' catalogs shows that double-stage series ABC systems are also commonly produced. In this study, first, single-stage ABC systems are introduced, their operating principles explained, and performance limits indicated. Then, double-stage series ABC systems are schematically shown, their operating principles explained, and thermodynamic analyses are conducted using methods such as adding solution and cooling circuit heat exchangers, recovering heat from condensers by air or water cooling, recycling solutions, and using different refrigerant pairs. Performance improvements are presented comparatively in tables and graphs and discussed. When modifications such as adding solution and cooling circuit heat exchangers to the basic system, recycling solutions, cooling the condenser with water instead of air, and increasing the high-temperature generator temperature—that is, the temperature of the heat source driving the system are applied, improvements in system performance are observed (COP value increased from 0.417 to 1.118).

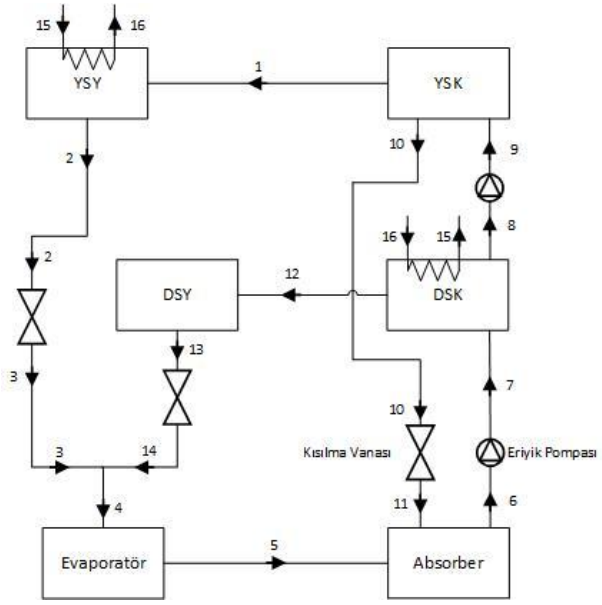
Keywords: Absorption Cooling, Cooling System, Double-Stage Series System, Performance increase

GİRİŞ

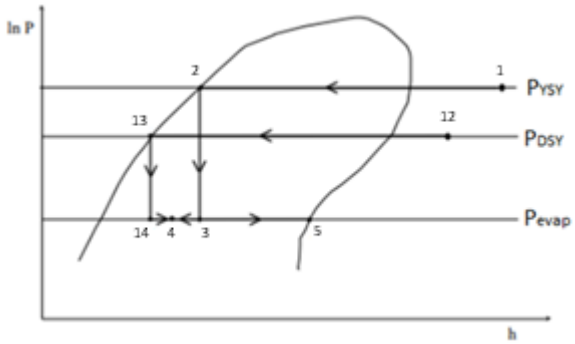
Absorpsiyonlu klima (ABK) sistemleri, çalışma prensibi bakımından buhar sıkıştırmalı soğutma (BSS) sistemlerine benzerlik gösterir. Soğutma işlemi, soğutucu akışkanın evaporatörde buharlaşarak ortamdan ısı çekmesiyle gerçekleştirilir. Ancak ABK sistemlerinde, BSS sistemlerinde kullanılan mekanik süreçler yerine fiziko-kimyasal işlemler devreye girmektedir. Bu bağlamda, mekanik kompresör yerine termik kompresör kullanılmakta ve soğutma işlemi için gerekli enerji ısı formunda sağlanmaktadır. Bu sistemlerin en önemli avantajı, endüstriyel tesislerden elde edilen atık ısı veya güneş enerjisi gibi alternatif enerji kaynaklarını değerlendirebilmesidir (Özkol, 1999). Çift kademeli ABK sistemleri, yaklaşık 1,0 ila 1,4 arasında bir performans katsayısı (COP) değerine ulaşabilmektedir (Herold ve ark., 2016, De Vuono, A. C. ve arkadaşları). Bu çalışmada, çift kademeli ABK sistemleri ele alınarak, sistem performansını artırmaya yönelik çeşitli yöntemler incelenmiştir. Bu yöntemler arasında, eriyik ve soğutma devresi eşanjörlerinin entegrasyonu, yoğuşturucudan hava veya su ile ısı uzaklaştırılması, eriyiklerin geri dönüşümü ve farklı soğutucu-akışkan çiftlerinin kullanımı yer almaktadır. Gerçekleştirilen termodinamik analizler sonucunda elde edilen verim artışları, tablo ve grafiklerle sunulmuş ve karşılaştırmalı olarak değerlendirilmiştir.

Çift Kademeli Absorpsiyonlu Soğutma Sistemleri

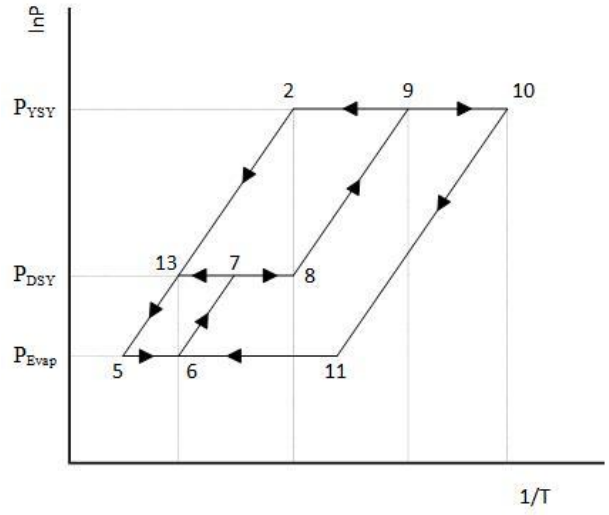
Temel çift kademeli seri absorpsiyonlu klima (ABK) çevrimi, dört ana bileşenden oluşmaktadır: bir absorber, bir evaporatör, iki kaynatıcı ve iki yoğuşturucu (Şekil 1). Bu sistem, üç farklı basınç seviyesinde çalışacak şekilde tasarlanmıştır. Yüksek sıcaklıklı kaynatıcı (YSK) ile yüksek sıcaklıklı yoğuşturucu (YSY) yüksek basınçta; evaporatör ve absorber düşük basınçta; düşük sıcaklıklı kaynatıcı (DSK) ile düşük sıcaklıklı yoğuşturucu (DSY) ise orta basınç seviyesinde çalışmaktadır (Best ve Rivera, 2015). Sistemin temel işleyişini görselleştirmek amacıyla, basınç-entalpi ve basınç-sıcaklık diyagramları sırasıyla Şekil 2 ve Şekil 3'te sunulmuştur.



Şekil 1. Sistem 1

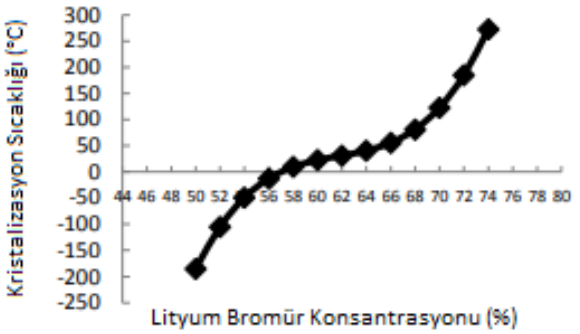


Şekil 2. Basınç-Entalpi Diyagramı



Şekil 3. Basınç-Sıcaklık Diyagramı

Absorpsiyonlu klima (ABK) çevriminde, işlevleri farklı iki tür akışkan dolaşmaktadır: soğutucu ve absorbent. Soğutucu akışkan, evaporatörde buharlaşarak ortamdan ısı çeker ve bu sayede soğutma işlemini gerçekleştirir. Absorbent ise bu buharlaşan soğutucu akışkanı absorbe ederek sistemde taşıyıcı bir rol üstlenir. ABK sistemlerinde çeşitli soğutucu-absorbent çiftleri üzerinde çalışmalar yapılmış olup, en yaygın olarak kullanılanlar Lityum Bromür–su (LiBr-H_2O) ve Amonyak–su (NH_3-H_2O) karışımlarıdır. Bu çalışmada, daha yüksek performans potansiyeli nedeniyle LiBr-H_2O akışkan çiftine odaklanılmıştır. Söz konusu çiftin düşük maliyetli ve kolay temin edilebilir olması önemli bir avantaj sağlarken, kristalleşme eğilimi gibi bazı dezavantajları da bulunmaktadır (Şekil 4).



Şekil 4. LiBr-su Eriyiğinin Kristalleşme Sıcaklık Eğrisi

Seri sistemde soğutucu akışkan ve absorbent eriyiği absorberden bir pompa aracılığıyla DSK'ya gönderilir. Burada soğutucu akışkanın bir kısmı, dışarıdan verilen ısı ile eriyikten kızgın buhar olarak ayrıştırılırak DSY'ye gider ve kalan eriyik ise YSK'ya gönderilir. YSK'dan soğutucu akışkanın bir kısmının eriyikten ayrılarak YSY'ye gönderilir, geriye kalan eriyik kısılma vanasından geçerek absorbere gider. Kaynatıcılardan buharlaşarak ayrılarak yoğuşturuculara giden soğutucu buharları burada yoğuşarak dışarıya ısı atar. Yoğuşturuculardan doymuş sıvı olarak ayrılan soğutucu akışkanlar, kısılma vanalarından geçerek birleşir ve buharlaştırıcıya gider. Burada soğutulmak istenilen ortamdan ısı çekerek buharlaşır ve soğutma işlemi gerçekleşir. Buharlaştırıcıdan doymuş buhar olarak çıkan soğutucu akışkan absorbere gider. Absorberde YSK'dan gelen eriyik, buharlaştırıcıdan gelen doymuş buharın tamamını dışarı ısı vererek emer ve çevrim tamamlanır. Sistem şeması Şekil 1'de gösterilmiştir (Ravikumar vd., 1998).

Soğutma Tesir Katsayısı (COP), soğutma sistemlerinin performansını ve verimliliğini gösteren önemli bir parametredir. COP, sistemin harcadığı enerjiye karşılık elde edilen soğutma miktarını ifade eder; yani kullanılan birim enerji başına sağlanan soğutma kapasitesini belirtir (Yamankaradeniz ve ark., 2013).

$$COP = \frac{Dışardan\ alınan\ ısı}{Sisteme\ verilen\ enerji} \quad (1)$$

$$\dot{Q}_{YSY} > \dot{Q}_{DSK} \rightarrow COP = \frac{\dot{Q}_{Evaporatör}}{\dot{Q}_{YSK}} \quad (2)$$

$$\dot{Q}_{YSY} = \dot{Q}_{DSK} \rightarrow COP = \frac{\dot{Q}_{Evaporatör}}{\dot{Q}_{YSK}} \quad (3)$$

$$\dot{Q}_{YSY} < \dot{Q}_{DSK} \rightarrow COP = \frac{\dot{Q}_{Evaporatör}}{\dot{Q}_{YSK}+|\dot{Q}_{YSY}-\dot{Q}_{DSK}|} \quad (4)$$

Burada, "Dışarıdan alınan ısı" evaporatörün ortamdan çektiği ısı miktarını gösterir. Eriyik pompasının enerjisi çok küçük olduğundan ihmal edilmiştir. COP değerinin yüksek olması, soğutma sisteminin performansının yüksek olduğu anlamına gelir.

Carnot verimi, bir termodinamik çevrimin ulaşabileceği en yüksek ideal verim düzeyini tanımlar. Bu verimlilik değeri, çevrimde yer alan ana elemanların sıcaklık değerleriyle bağlantılıdır.

$$COP_{Carnot} = \frac{(T_{YSK}-T_{DSY})\,T_{evap}}{(T_{DSY}-T_{evap})\,T_{YSK}} \quad (5)$$

Burada; T_{YSK} yüksek sıcaklıktaki kaynatıcının, T_{DSY} düşük sıcaklıktaki yoğuşturucunun ve T_{evap} ise evaporatörün sıcaklıklarını temsil etmektedir. Carnot verimi, soğutma sistemleri ile enerji üretim sistemlerinin teorik olarak elde edilebilecek en yüksek performansını değerlendirmek ve bu sistemleri kıyaslamak amacıyla kullanılmaktadır. Gerçek sistemler ise enerji kayıpları ve termodinamik sınırlamalar nedeniyle bu teorik verime ulaşamaz. Bununla birlikte, Carnot verimi enerji verimliliği açısından ideal bir karşılaştırma ölçütü olarak kabul edilir.

Çift kademeli temel ABK sistemlerinin (Şekil 1) ana bileşenlerinin ısı transfer kapasiteleri aşağıdaki denklemler kullanılarak hesaplanabilir;

$$\dot{Q}_{YSK} = \dot{m}_1 h_1 + \dot{m}_{11} h_{11} - \dot{m}_{10} h_{10} \quad (6)$$

$$\dot{Q}_{DSK} = \dot{m}_{16} h_{16} + \dot{m}_{15} h_{15} - \dot{m}_8 h_8 \quad (7)$$

$$\dot{Q}_{YSY} = \dot{m}_1 (h_2 - h_1) \quad (8)$$

$$\dot{Q}_{DSY} = \dot{m}_{16} (h_{17} - h_{16}) \quad (9)$$

$$\dot{Q}_{EVAP} = \dot{m}_4 (h_5 - h_4) \quad (10)$$

$$\dot{Q}_{ABS} = \dot{m}_6 h_6 - \dot{m}_5 h_5 - \dot{m}_{14} h_{14} \quad (11)$$

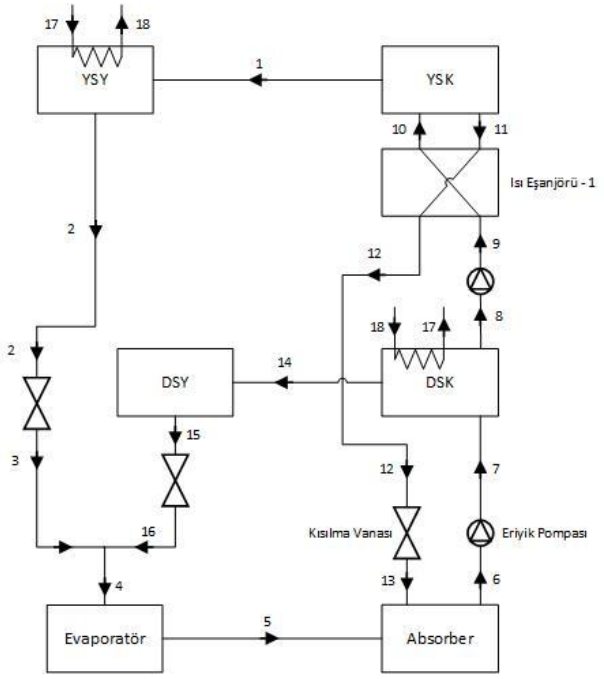
Burada, $\dot{m}$ kütlesel debiyi, h ise entalpi değerini temsil etmektedir. Bu denklemler kullanılarak, temel çift kademeli seri absorpsiyonlu klima (ABK) sisteminin COP değeri hesaplanmıştır. Tablo 1'de yer alan sonuçlar, söz konusu sistemin COP değerinin oldukça düşük olduğunu göstermektedir. Bu durumdan hareketle, bu çalışmada çift kademeli seri absorpsiyonlu klima (ABK) sisteminin performansını iyileştirmeye yönelik olası modifikasyonlar incelenmiştir.

ÇİFT KADEMELİ SERİ ABSORPSİYONLU KLİMA SİSTEMİNİN PERFORMANSININ ARTIRILMASI

Bu çalışmada ilk olarak, LiBr-su çözeltisinin kullanıldığı temel çift kademeli seri ABK sistemi (Sistem 1) ele alınmıştır (bkz. Şekil 1). Bu temel sistem üzerinde, nispeten basit, düşük maliyetli fakat verimli olabilecek bazı modifikasyonlar uygulanarak, sistemin COP değerinin teorik sınırı olan COP_{Carnot}'a yaklaştırılması hedeflenmiştir.

Sistem 1a kapsamında ise, soğutucu akışkan olarak yaygın şekilde tercih edilen amonyak-su çözeltisi kullanılarak sistemin COP değeri hesaplanmış ve ilgili sonuçlar Tablo 1'de sunulmuştur. Elde edilen verilere göre, amonyak-su kullanılan sistemin verimi, LiBr-su çözeltisi kullanılan sisteme kıyasla daha düşük çıkmıştır. Bu nedenle çalışmanın devamında, analizler LiBr-su çözeltisiyle sürdürülmüştür.

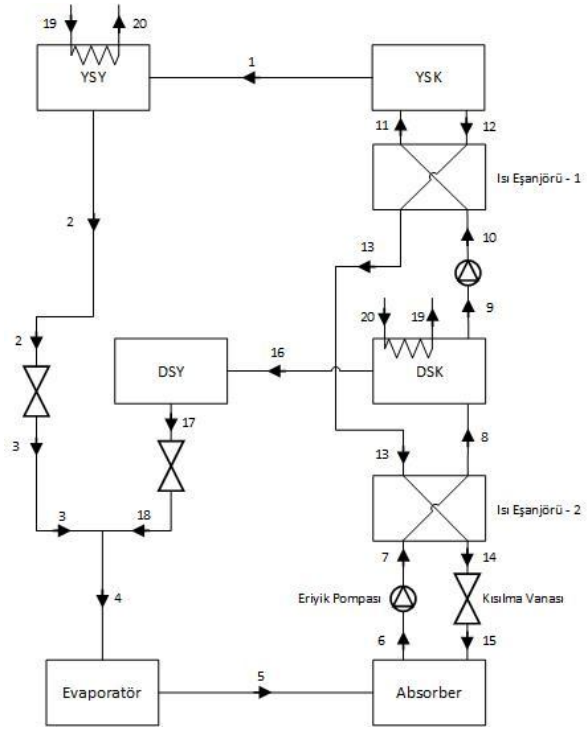
Yapılan ilk modifikasyonda (bkz. Şekil 5), YSK girişine bir ısı eşanjörü entegre edilmiştir (Sistem 2). Bu sistemde, DSK'dan gelen düşük konsantrasyonlu (fakir) çözelti ile YSK'dan çıkan yüksek konsantrasyonlu (zengin) çözelti arasında karşı akışlı bir ısı transferi gerçekleştirilmiştir. Bu ısı eşanjörü sayesinde, fakir çözelti, kaynatıcıya girmeden önce ısıtılırken, zengin çözelti soğutulmaktadır. Fakir çözeltinin, zengin çözeltiden ısı alması, dışarıdan YSK'ya verilmesi gereken enerji miktarını azaltmakta ve bu da sistemin COP değerinde artışa neden olmaktadır (bkz. Eşitlik 1). Bu düzenleme sonucunda, sistemin COP değeri 0,417'den 0,598'e yükselmiştir (bkz. Tablo 1). Kullanılan eşanjör ise basit, ekonomik ve piyasada yaygın olarak bulunabilen boru tipi bir ısı eşanjörü olabilir. Eşanjör etkinliği 0,75 olarak kabul edilmiştir.



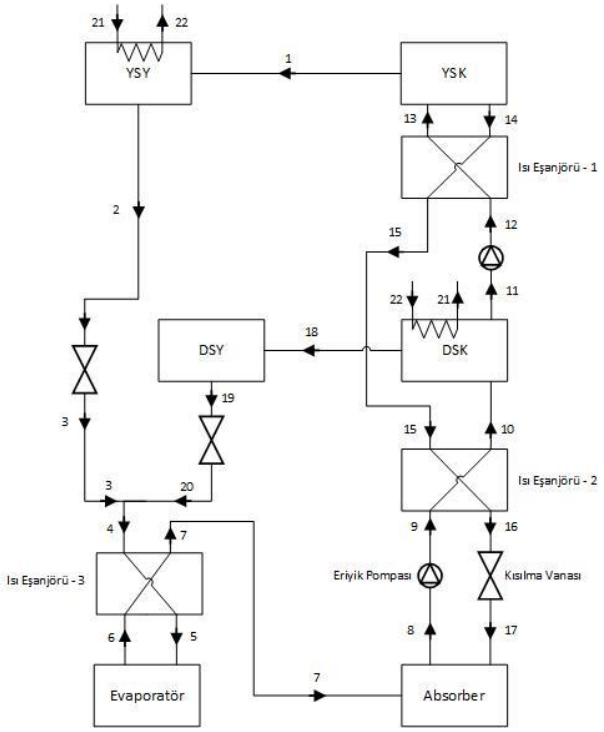
Şekil 5. Sistem 2

İkinci modifikasyonda, bir önceki düzenlemenin üzerine ilave olarak absorber çıkışına bir eriyik ısı eşanjörü entegre edilmiş ve bu yapı "Sistem 3" olarak adlandırılmıştır (bkz. Şekil 6). Bu konfigürasyonda, absorberden çıkan fakir eriyik, YSK'dan dönen sıcak zengin eriyikle karşı akışlı olarak ısı alışverişi yapan ikinci bir ısı eşanjöründen geçirilmiştir. Bu eşanjör, eriyik pompasından hemen sonra konumlandırılmıştır.

Bu düzenleme ile DSK'ya giden çözeltinin sıcaklığının artırılması amaçlanmıştır. Böylece, DSK'nın ihtiyaç duyduğu ısının bir kısmı bu eşanjör aracılığıyla sağlanabilecektir. Bu da COP değerinde bir iyileşme sağlamıştır. Tablo 1'de sunulan verilere göre, bu ikinci modifikasyon sonucunda sistemin COP değeri 1,077'ye yükselmiştir. Kullanılan ısı eşanjörü yine boru tipi, düşük maliyetli ve temin edilmesi kolay bir yapıda olup, etkinlik değeri önceki modifikasyonda olduğu gibi 0,75 olarak kabul edilmiştir.



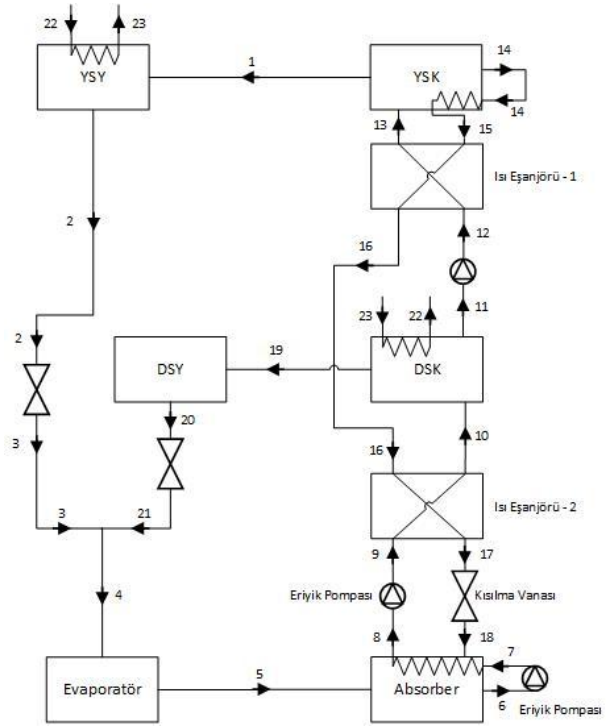
Şekil 6. Sistem 3



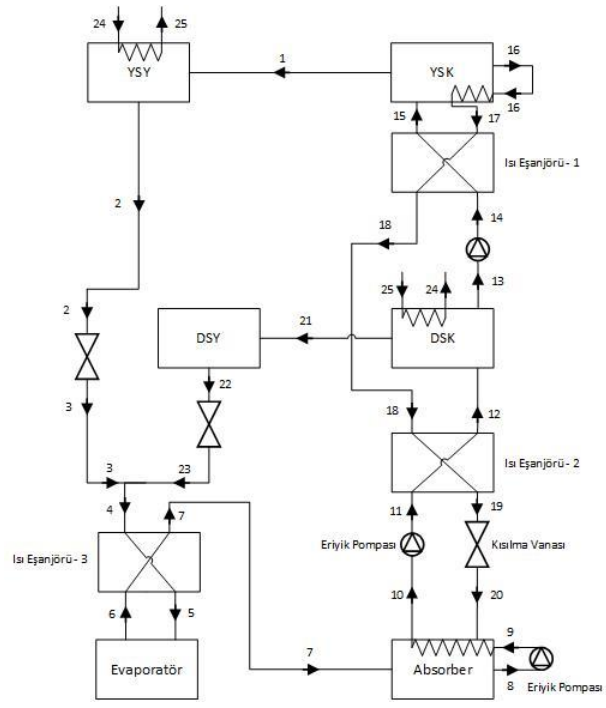
Şekil 7. Sistem 4

Üçüncü modifikasyon ise, ikinci modifikasyonla elde edilen çift eriyik ısı eşanjörlü yapı üzerine soğutucu akışkan ısı eşanjörü ilave edilerek oluşturulan "Sistem 4'tür (bkz. Şekil 7). Burada yoğuşturuculardan çıkan doymuş sıvı ile evaporatörden absorbere yönelen doymuş buhar, karşı akış prensibiyle çalışan bir ısı eşanjöründe ısı transferine tabi tutulmuştur. Yoğuşturuculardan gelen soğutucu akışkan ısı eşanjöründe buharlaştırıcıdan çıkan doymuş buhara ısı vererek soğur ve entalpisinde azalma meydana gelir. Bu durum, evaporatördeki ısı transferi kapasitesini artırarak sistemin genel verimliliğine olumlu katkı sağlar. Sonuç olarak, bu düzenlemenin sistemin COP değeri üzerinde iyileştirici bir etkisi olduğu gözlemlenmiştir. Tablo 1'de yer alan verilere göre, üçüncü modifikasyon sonucunda sistemin COP değeri 1,132'ye yükselmiştir. Kullanılan ısı eşanjörünün tipi, önceki modifikasyonlarda olduğu gibi, yaygın ve ekonomik olan boru tipi eşanjör olarak düşünülmüş ve bu eşanjör için etkinlik değeri yine 0,75 olarak kabul edilmiştir.

Bir diğer alternatif ise zengin ve fakir çözeltinin YSK'da ve absorberde geri gönderilmesini sağlayan sistemdir. Bu yaklaşım, daha önce tanımlanan Sistem 3 üzerine çözelti geri dönüş modifikasyonu eklenerek oluşturulan "Sistem 5" kapsamında ele alınmıştır (bkz. Şekil 8). Benzer şekilde, Sistem 4'e aynı türden bir modifikasyon uygulanarak "Sistem 6" ortaya konmuş ve böylece iki yeni alternatif yapı geliştirilmiştir (bkz. Şekil 9). Bu sistemlerde, zengin çözelti YSK içerisinde dolaştırılarak tekrar sisteme kazandırılmakta ve böylece YSK'ya giren fakir çözelti önceden ısıtılmaktadır. Benzer bir süreç absorberde de gerçekleştirilmekte; absorbere giren zengin çözelti sıcaklığı yükseltilmektedir. Bu ısı geri kazanım süreçleri sayesinde, YSK'ya giren fakir çözelti daha yüksek sıcaklığa ulaştığı için dışarıdan verilmesi gereken ısı miktarı azalır. Bu da COP değerinin artmasına katkı sağlar (bkz. Eşitlik 1). Tablo 1'deki verilere göre hem eriyik ısı eşanjörlerine hem de soğutma devresi eşanjörüne sahip olan sistemin, beklendiği üzere, diğerlerine kıyasla daha yüksek COP değerine ulaştığı görülmektedir.

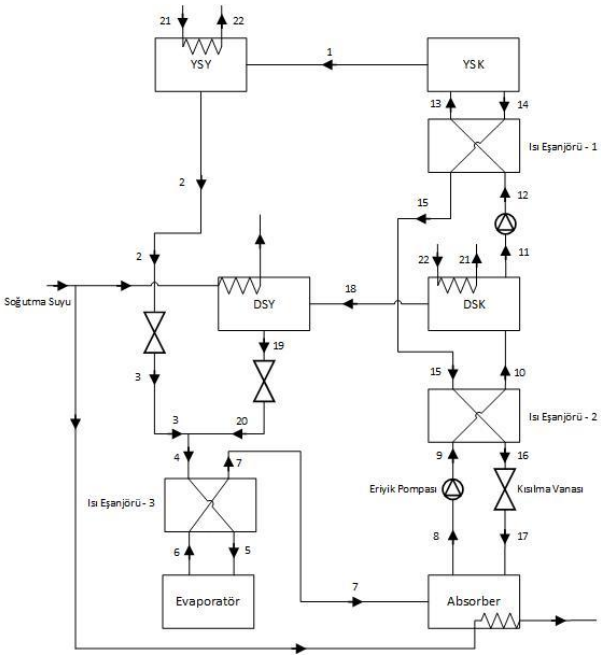


Şekil 8. Sistem 5

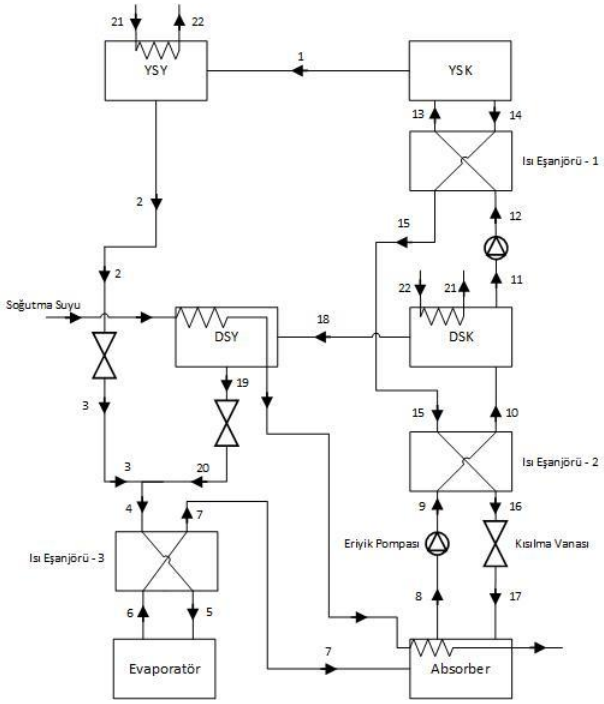


Şekil 9. Sistem 6

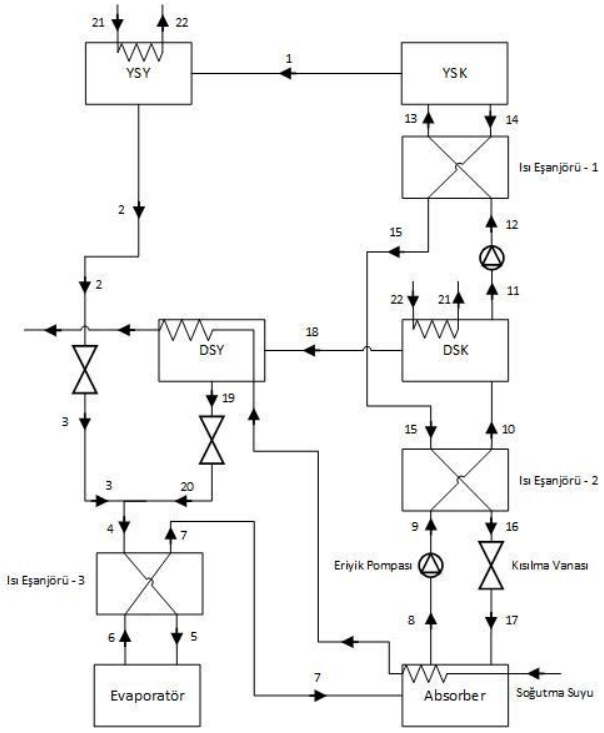
Yukarıda analiz edilen tüm sistemlerde, DSY ve absorber hava soğutmalı olarak tasarlanmıştır. Ancak bu çalışmada, hava soğutmalı yapıların yerine su soğutmalı alternatiflerin kullanıldığı farklı sistem konfigürasyonları da incelenmiştir. Bu alternatif senaryolar, Sistem 6 üzerine uygulanmıştır. İlk olarak, soğutma suyunun eş zamanlı olarak hem absorbere hem de DSY'ye yönlendirildiği Sistem 7 değerlendirilmiştir (bkz. Şekil 10). Su ile gerçekleştirilen soğutma sayesinde, hava soğutmalı sistemlere kıyasla daha düşük sıcaklık seviyelerine ulaşmak mümkün olmaktadır. Bu çalışmada, hava soğutmalı sistemlere göre 5 °C daha düşük çalışma sıcaklıkları varsayılmıştır. Bir diğer modifikasyon olan Sistem 8'de ise soğutma suyu sırasıyla önce DSY'ye, ardından absorbere gönderilmiştir (bkz. Şekil 11). Bu akış yönü, absorberin sıcaklığının DSY'ye göre daha yüksek olmasına neden olmaktadır. Tersine bir düzenleme ise Sistem 9'da uygulanmış; burada soğutma suyu ilk olarak absorbere, ardından DSY'ye yönlendirilmiştir (bkz. Şekil 12). Bu durumda ise DSY sıcaklığı, absorber sıcaklığından daha yüksek olmaktadır. Hava yerine su ile yapılan soğutma uygulaması, soğutucu akışkanın sıcaklığının düşürülmesini mümkün kılmakta; bu da sistemin genel çalışma basıncını azaltmakta ve zengin eriyik konsantrasyonunun artmasına yol açmaktadır. Sonuç olarak, sistemin performansında artış gözlemlenmiştir. Nitekim, Tablo 1'de sunulan verilere göre, COP değerinin bu değişikliklerle birlikte yükseldiği görülmektedir. Yapılan karşılaştırmalar sonucunda, su soğutmalı sistemler arasında en yüksek verime sahip konfigürasyonun, soğutma suyunun absorbere ve DSY'ye eş zamanlı olarak girdiği Sistem 7 olduğu sonucuna ulaşılmıştır.



Şekil 10. Sistem 7

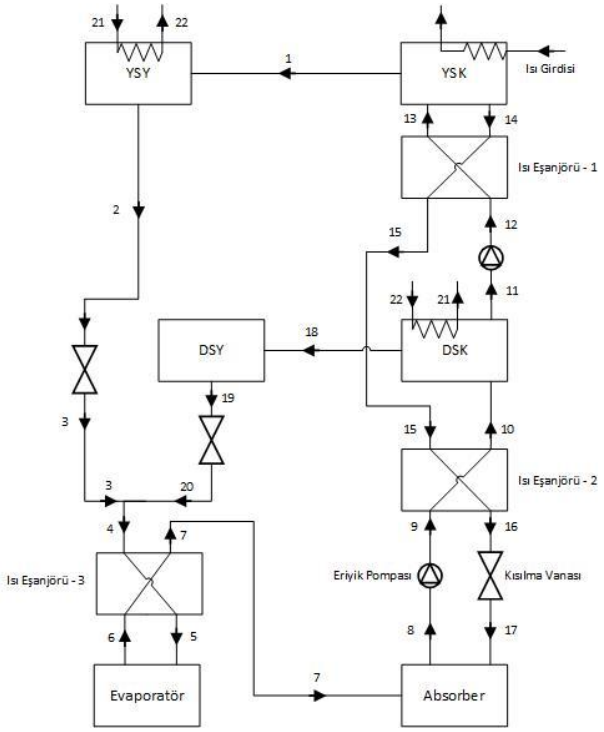


Şekil 11. Sistem 8



Şekil 12. Sistem 9

Son olarak, YSK'ya sağlanan ısı kaynağının sıcaklık değişiminin sistem performansına etkisi Sistem 10 kapsamında incelenmiştir (bkz. Şekil 13). Tablo 1'deki sonuçlara göre, YSK'ya giren ısı kaynağının sıcaklığı artırıldığında, sistemin COP değerinde belirgin bir artış gözlemlenmektedir. Bu analizde, YSY herhangi bir sıcaklık değişimi yapılmadığı için sistemin genel çalışma basıncı sabit kalmaktadır. Isı kaynağı sıcaklığındaki artış, YSK'dan ayrılan zengin eriyiğin daha yüksek konsantrasyona ulaşmasına neden olur. Bunun sonucunda, YSK'nın taşıması gereken ısı miktarı, yani ısı kapasitesi, azalır. Bu durum, eşitlik 1'de gösterildiği üzere, sistemin COP değerinin yükselmesini sağlar.



Şekil 13. Sistem 10

Tablo 1. Çift kademeli Seri ABK sistemlerinin karşılaştırılması.

	Birim	Sistem 1	Sistem 1a	Sistem 2	Sistem 3	Sistem 4	Sistem 5
TYSK	°C	120	120	120	120	120	120
TDSK	°C	76	76	76	76	76	76
TYSY	°C	76	76	76	76	76	76
TDSY	°C	40	40	40	40	40	40
Tevaporatör	°C	10	10	10	10	10	10
Tabsorber	°C	40	40	40	40	40	40
QYSK	kW	3748,03	2464.54	2091.83	2091.83	2091.83	2050.27
QDSK	kW	3074,85	1948.62	3074.85	1381.51	1381.51	1230.61
QYSY	kW	-1358,72	-414.59	-1358.72	-1358.72	-1358.72	-1358.72
QDSY	kW	-1076,34	-752.25	-1076.34	-1076.34	-1076.34	-1076.34
Qevaporatör	kW	2276.44	1012.85	2276.44	2276.44	2393.48	2276.44
Qabsorber	kW	-6651,92	-4259.17	-4998.49	-3290.91	-3398.42	-3098.15
COP		0,417	0.253	0,598	1,077	1,132	1,110
COPCarnot		1,921	1,921	1,921	1,921	1,921	1,921

Tablo 2. (devamı)

	Birim	Sistem 6	Sistem 7	Sistem 8	Sistem 9	Sistem 10
TYSK	°C	120	120	120	120	125
TDSK	°C	76	76	76	76	76
TYSY	°C	76	76	76	76	76
TDSY	°C	40	35	35	40	40
Tevaporatör	°C	10	10	10	10	10
Tabsorber	°C	40	35	40	35	40
QYSK	kW	2050.27	2091.83	2091.83	2091.83	2390.24
QDSK	kW	1230.61	1469.43	1482.51	1469.43	596.69
QYSY	kW	-1358.72	-1358.72	-1358.72	-1358.72	-1854.87
QDSY	kW	-1076.34	-1085.43	-1085.43	-1085.43	-573.31
Qevaporatör	kW	2393.48	2575.34	2575.34	2554.47	2840.10
Qabsorber	kW	-3204.34	-3684.68	-3672.37	-3648.26	-3363.62
COP		1,167	1,169	1,162	1,160	1,188
COPCarnot		1,921	1,921	2,304	2,041	2,107

SONUÇ

Bu çalışmada, çift kademeli absorpsiyonlu soğutma sistemlerinin çeşitli yapılandırmaları değerlendirilmiş ve enerji verimliliğini artırmaya yönelik stratejiler araştırılmıştır. Başlangıçta temel çift kademeli seri ABK sistemi ele alınmış ve bu sistem üzerine çeşitli yapısal ve termodinamik modifikasyonlar önerilerek performans analizleri gerçekleştirilmiştir. Yapılan analizler sonucunda, sisteme entegre edilen eriyik ısı eşanjörleri ile soğutucu devre eşanjörlerinin, sistem performansı üzerinde belirgin bir iyileştirici etkisi olduğu ortaya konulmuştur. Ayrıca, kullanılan soğutucu-akışkan çiftinin sistem verimliliği açısından kritik bir rol oynadığı belirlenmiştir. Özellikle LiBr-su çözeltisinin, amonyak-su çiftine kıyasla daha yüksek performans sergilediği hesaplamalarla desteklenmiştir. Hava soğutmalı yerine su soğutmalı DSY ve absorber kullanımının da sistem verimliliğine olumlu katkı sağladığı görülmüştür. Bunun yanı sıra, YSK'ya uygulanan ısı giriş sıcaklığındaki artışın da COP değerini artırdığı tespit edilmiştir. Tüm sistemlerin karşılaştırmalı değerlendirilmesi sonucunda hem eriyik hem de soğutucu eşanjörleri içeren ve YSK'da ilave ısı girişi uygulanan Sistem 12'nin, en yüksek enerji verimliliğine (COP değeri 1,188) sahip konfigürasyon olduğu belirlenmiştir. Günümüzde enerji tasarrufunun kritik bir öneme sahip olduğu dikkate alındığında, bu sistemin uygulanması enerji verimliliği açısından önemli katkılar sağlayacaktır.

SEMBOLLER

h	Entalpi [kJ/kg]
$\dot{m}$	Kütlesel debi [kg/s]
P	Basınç [Pa]
$\dot{Q}$	Isı transfer kapasitesi [kW]
T	Sıcaklık [°C]
x	Konsantrasyon

Alt indisler

ABS	Absorber
DSK	Düşük sıcaklıklı kaynatıcı

DSY Düşük sıcaklıklı yoğuşturucu
EVAP Evaporatör
YSK Yüksek sıcaklıklı kaynatıcı
YSY Yüksek sıcaklıklı yoğuşturucu

KAYNAKLAR

Best, R, and Rivera, W. 2015. A review of thermal cooling systems, Applied Thermal Engineering, Vol 75, pp 1162-1175.

De Vuono, A. C. ve arkadaşları, "Development of a Residental Gas-fired Double-effect Air Conditioner-Heater Using Water and Lithium Bromide", ASHRAE Transactions, Part 1, Vol 96, pp. 1494-1498, 1990.

Herold, K. E., Radermacher, R., & Klein, S. A. (2016). Absorption chillers and heat pumps. CRC press.

Horuz, İ., 2013. Absorpsiyonlu Isı Yükselticisi Takviyeli Çift Kademeli Absorpsiyonlu Soğutma Sistemleri.

Özkol, N., 1999. Uygulamalı soğutma tekniği,tmmob makine mühendisleri odası yayını, 691s, Ankara.

Ravikumar, T.S., Suganthi, L. ve Anand, A.S., (1998), "Exergy Analysis of Solar Assisted Double Effect Absorption Refrigeration System", Renewable Energy 14: 55-59

Yamankaradeniz, R., Horuz, İ., Coşkun, S., Kaynaklı, Ö. ve Yamankaradeniz, N., 2013. Soğutma Tekniği ve Isı Pompası Uygulamaları.

ELMAS PİN KANATÇIKLI ISI ALICISINDA ISIL TEMASI DİRENCİNİN TABAN PLAKA SICAKLIĞINA ETKİSİNİN SAYISAL OLARAK İNCELENMESİ

Muhammet Nasıf KURU*, Mehmet ÖZKARAKOÇ, Ahmet Ümit TEPE*, Mehmet Tahir ERDİNÇ**, Şaban ÜNAL*****

* Tarsus Üniversitesi Mersin Tarsus Organize Sanayi Bölgesi Teknik Bilimler Meslek Yüksekokulu, 33400, Tarsus, Mersin, mnasifkuru@tarsus.edu.tr
** Tarsus Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makina Mühendisliği Bölümü, 33400, Tarsus, Mersin, mehmetozkarakoc@gmail.com
* Tarsus Üniversitesi Mersin Tarsus Organize Sanayi Bölgesi Teknik Bilimler Meslek Yüksekokulu, 33400, Tarsus, Mersin, autepe@tarsus.edu.tr
** Tarsus Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makina Mühendisliği Bölümü, 33400, Tarsus, Mersin, mtahirerdinc@tarsus.edu.tr
*** Osmaniye Korkut Ata Üniversitesi Mühendislik ve Doğa Bilimleri Fakültesi Makina Mühendisliği Bölümü, 80000, Osmaniye, saban.unal@osmaniye.edu.tr

Özet: Elektronik cihazlarda ve birçok mühendislik uygulamasında ısı üretimi gerçekleşmektedir ve etkin bir soğutma ile ısının dışarı atılamaması durumunda sistemlerin performanslarının azalması, ömürlerinin kısalması ve arızalanmaları kaçınılmazdır. Isı alıcıları, etkin bir soğutma ile aşırı ısınma sorununun önüne geçerek cihazların güvenli bir şekilde zarar görmeden çalışmalarına olanak tanır. Cihaz yüzeyi ve ısı alıcısının temas ettiği yüzey arasında temas direncinin azaltılması ile etkin bir soğutma işlemi gerçekleştirilebilir. Bu çalışma kapsamında, düzgün sıralı dizilişe sahip elmas pin kanatçıklı ısı alıcısında farklı ısı iletim katsayısına sahip ($0{,}6\frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m-K}} < \mathrm{k_{macun}} < 10\frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m-K}}$) termal macunun farklı kalınlıkta ($0{,}1\ \mathrm{mm} < \mathrm{t_{macun}} < 1\ \mathrm{mm}$) uygulanması durumunda taban sıcaklığına etkisi sayısal olarak incelenmiştir. Reynolds sayısı 19,210 ile 192,104 aralığında değişmektedir. Pin kanatçık uzunluğu 5 mm'dir. En iyi ısıl performans, yüksek ısı iletkenlik katsayısına (10 W/m·K) sahip ve ince (0,1 mm) termal macun kullanımı ile yüksek hava akış hızlarında (Re = 192,104) elde edilmiştir.

Anahtar Kelimeler: Elmas pin kanatçık, Isıl temas direnci, Termal macun

NUMERICAL INVESTIGATION OF THE EFFECT OF THERMAL CONTACT RESISTANCE ON BASE PLATE TEMPERATURE IN DIAMOND PIN FIN HEAT SINK

Abstract: Heat generation occurs in electronic devices and many engineering applications, and if the heat cannot be dissipated through effective cooling, the performance of the systems decreases, their lifespan shortens, and they fail. Heat sinks prevent overheating problems through effective cooling, allowing devices to operate safely and without damage. Effective cooling can be achieved by reducing the contact resistance between the device surface and the surface that the heat sink contacts. In this study, the effect of thermal paste with different thermal conductivity coefficients ($0.6\frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m-K}} < \mathrm{k_{paste}} < 10\frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m-K}}$) on the base plate temperature in the case of using different thicknesses ($0.1\ \mathrm{mm} < \mathrm{t_{paste}} < 1\ \mathrm{mm}$) in an in-line arranged diamond pin fin heat sink was numerically investigated. The Reynolds number varies between 19,210 and 192,104. The pin fin length is 5 mm. The best thermal performance was achieved using a high thermal conductivity (10 W/m·K), thin (0.1 mm) thermal paste under high airflow conditions (Re = 192,104).

Keywords: Diamond pin fin, Thermal contact resistance, Thermal paste

GİRİŞ

Elektronik cihazlar çalışmaları sırasında ısı üretirler ve bu ısının etkin bir şekilde uzaklaştırılması, cihazların güvenli ve verimli çalışabilmesi açısından büyük önem taşır. Bu amaçla kullanılan yöntemlerden biri, ısı alıcı sistemlerin cihazlara entegre edilmesidir. Isı alıcıların ısı transfer performansını artırmaya yönelik uygulamalar, genel olarak aktif ve pasif yöntemler olmak üzere iki ana gruba ayrılır. Aktif yöntemlerde harici bir enerji kaynağı ile (örneğin fan ya da pompa yardımıyla) soğutma sağlanırken, pasif yöntemlerde herhangi bir enerji girdisine ihtiyaç duyulmadan, ısı alıcının yüzeyine yerleştirilen plaka kanatlar veya pin kanatçıklar aracılığıyla ısı transferi gerçekleştirilir. Bu tür pasif yapıların geometrik şekilleri (dairesel, elips, elmas, plaka), boyutları ve aralarındaki mesafe; akış davranışı ve ısı transferi üzerinde doğrudan etkili olmaktadır. Isı transferi etkenliğinin arttırılması açısından araştırmacılar bu konuda deneysel ve sayısal çalışmalar yapmaktadırlar.

Isı alıcılarında ısı transferini artırabilmek için farklı geometrik kesitlere sahip pin kanatçıklar kullanılmaktadır. Zhou ve Catton (2011), pin kanatçık tipi ısı alıcılarının ısıl sınır tabakanın yenilenmesini sağlayarak ısı transferini arttırdığı için plaka kanata göre daha verimli olduğunu belirtmiştir. Şara (2013) ısı alıcılarında kare pin kanatçık kullanımının ısı transferi ve basınç kaybına etkisini, ortalama Nusselt sayısı ve sürtünme etkeni cinsinden deneysel olarak incelemiştir. Açıklık oranı (C/H) 0 ile 1 aralığında, Reynolds sayısı 10.000 ve 34.000 aralığında, akış doğrultusundaki kanat arasındaki mesafe oranının ise 1.58,4.17,9.33 olduğu durumları incelenmesi sonucunda, açıklık oranı ve kanat arasındaki mesafe oranının azalmasıyla, ortalama Nusselt sayısı ve sürtünme etkeninin arttığını belirtmiştir. Sparrow ve Grannis (1991) elmas dilimli pin kanatçıkları, Jin vd. (2021) dairesel, eliptik, damla, NACA pin kanatçıkları incelemişlerdir. Kotcioglu vd. (2014) sabit boyutsuz enine ($S_L/D=2$) ve boyuna ($S_T/D=2$) uzunluklar için, pin kanatçık olarak altıgen, kare ve silindirik dizilerin kullanımının, ısı alıcılarındaki ısıl verim ve basınç düşümüne etkisini deneysel olarak incelemişlerdir. Sonuç olarak, silindirik pin kanatçık kullanımının kare ve altıgen pin kanatçıklara göre daha düşük basınç düşümüne sahip olduğunu bulmuşlardır. Zhao vd. (2016) mini pin kanatçık tipi ısı alıcılarında farklı geometrik kesitlerin (dairesel, elips, kare, elmas, üçgen) kullanıldığı, aynı yükseklik ve enine uzunluk aralığında, pin kanatçıkların kaydırılmış sıralı olarak dizildiği durumda, basınç düşümü ve sürtünme etkenini deneysel olarak incelemişlerdir. Sonuç olarak, elips kesitinin akım çizgisi formuna en çok benzediğinden en düşük akış direncine ve üçgen kesitinin akım çizgisi formuna en az benzediğinden en yüksek akış direncine sahip olduğunu belirtmişlerdir. Choudhary vd. (2019) düzgün ve kaydırılmış sıralı dizilişe sahip pin kanatçıklı ısı alıcılarını kanatlı ve kanatsız durumlarda ısı transferi ve basınç düşümü açısından incelemişlerdir. Reynolds sayısını kanal hidrolik çapına göre tanımlamışlardır ve 6,800 ile 15,100 aralığında değişmektedir. Kaydırılmış sıralı dizilişin düzgün sıralı dizilişe göre daha fazla ısı transferine sahip olduğu ve basınç düşümünü de arttırdığını belirtmişlerdir.

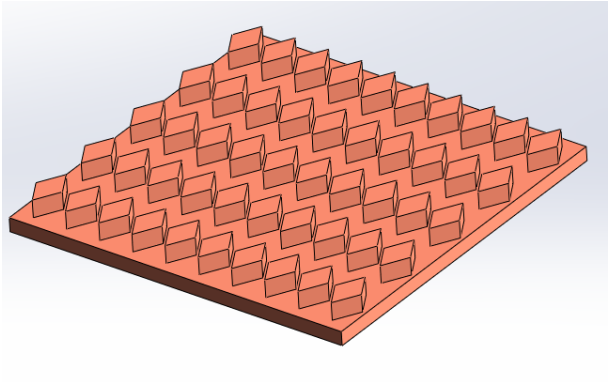
Sayısal analizlerde kullanılan modellerin doğruluğu, elde edilen sonuçların fiziksel gerçekliği yansıtabilmesi açısından büyük önem taşımaktadır. Bu doğruluk, modelde yer alan tüm fiziksel parametrelerin gerçeğe uygun şekilde tanımlanması ile sağlanabilir. Bu parametrelerden biri olan ısıl temas direnci, ısınan cihaz ile ısı alıcı yüzey arasında oluşan ısı geçişine karşı gösterilen direnci ifade eder. Gerçekte, cihaz ve ısı alıcı yüzeyleri arasında tam temas sağlanamadığından, mikroskobik düzeyde düzensizlikler ve hava boşlukları oluşur. Bu boşluklar, ısı iletiminde bir direnç meydana getirir ve ısı transfer performansını olumsuz etkileyebilir.

Bu noktada, termal macun kullanımı önemli bir rol oynamaktadır. Termal macun, cihaz ile ısı alıcı yüzeyi arasında kalan mikroskobik boşlukları doldurarak bu boşluklarda oluşan ısıl direnci azaltır ve yüzeyler arası ısı iletimini iyileştirir. Bu iyileştirme sayesinde, sistemin genel ısı transfer performansı artar ve daha dengeli bir sıcaklık dağılımı sağlanabilir. Termal macunun ısı iletim katsayısı ve uygulama kalınlığı temas direnci üzerinde doğrudan etkili olduğundan, bu tür detayların sayısal modellere doğru şekilde yansıtılması gerekmektedir. Bu çalışma kapsamında, düzgün sıralı dizilişe sahip elmas pin kanatçıklı ısı alıcısında farklı ısı iletim katsayısına sahip ($0{,}6\ \frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m-K}} < \mathrm{k_{macun}} < 10\ \frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m-K}}$) termal macunun farklı kalınlıkta ($0{,}1\ \mathrm{mm} < \mathrm{t_{macun}} < 1\ \mathrm{mm}$) kullanılması durumunda cihaz taban sıcaklığına etkisi sayısal olarak incelenmiştir. Reynolds sayısı 19,210 ile 192,104 aralığında değişmektedir.

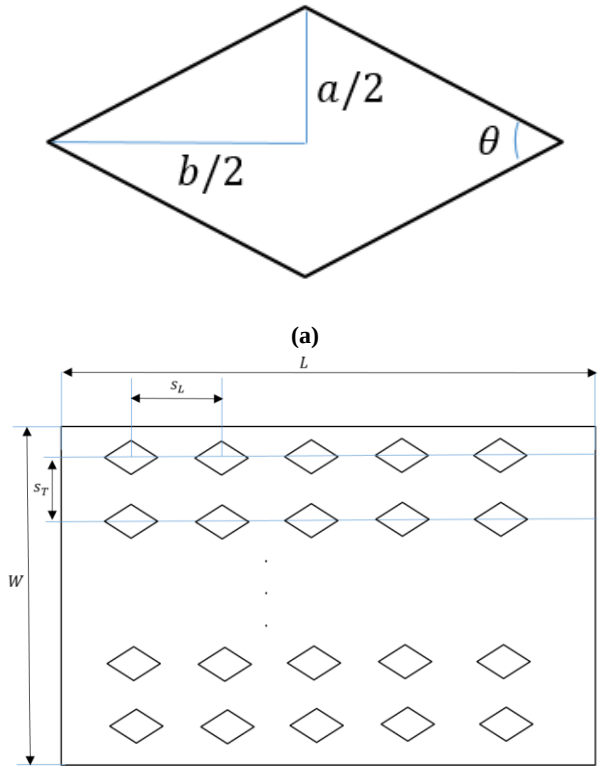
PARAMETRİK MODELLEME

Fiziksel Geometri

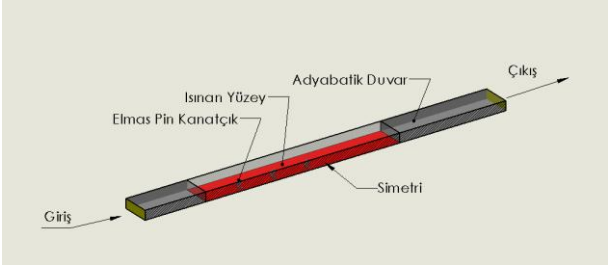
Bu çalışmada kullanılan elmas pin kanatçıklı ısı alıcısı geometrisi Şekil 1'de, geometrik ölçüleri ve çalışma şartları Tablo 1'de verilmiştir. Isı alıcısı için çözüm alanları ve sınır koşulları Şekil 2 ve Şekil 3'de gösterilmiştir. Kanalın hidrolik çap $\mathrm{D_h} = 100\ \mathrm{mm}$ ve elmas pin kanatçık eşdeğer çapı $\mathrm{D_e} = 10\ \mathrm{mm}$'dir.



Şekil 1. Elmas pin kanatçıklı ısı alıcısı



Şekil 2. (a) Elmas pin kanatçık (b) ısı alıcısı geometrisine ait ölçüler



Şekil 3. Çözüm alanı ve Sınır koşulları

Tablo 1. Elmas pin kanatçıklı ısı alıcısına ait geometrik ölçüler ve çalışma şartları

Parametre	**Sembol**	**Değer**
Kanalın geometrik ölçüleri		
Kanal Yüksekliği	H_{kanal}	100 mm
Kanal genişliği	W_{kanal}	100 mm
Kanal Uzunluğu	L_{kanal}	3,6 m
Isı alıcısı geometrik ölçüleri		
Eşdeğer çap	D_e	10 mm
Boyuna boru sayısı	N_L	5
Dikine boru sayısı	N_T	10
Kanatçık yüksekliği	H_{kanat}	5 mm
Elmas kanatçık en/boy oranı	a/b	2
Isı alıcısı taban kalınlığı	$t_{ıa}$	4 mm
Çalışma koşulları		
Reynolds sayısı	Re	6.000, 10.000, 20.000, 30.000
Giriş sıcaklığı	$T_{giriş}$	25 ℃
Isı alıcısındaki ısı geçişi	Q	20 W

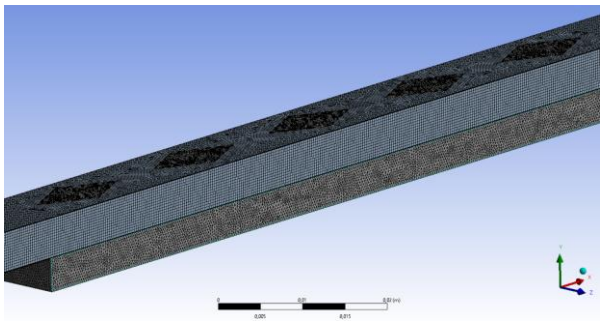
Havanın giriş sıcaklığındaki termofiziksel özellikleri Engineering Equation Solver (EES) (2018) programından elde edilmiştir ve Tablo 2'de sunulmuştur.

Tablo 2. Havanın $T_{giriş} = 25$ ℃ sıcaklığındaki termofiziksel özellikleri

Özellik	Değer
Isı iletim katsayısı (k) [W/m-K]	0.02551
Yoğunluk (ρ_{hava}) [kg/m^3]	1.184
Özgül Isı (c_p) [J/kg-K]	1005
Kinematik viskozite (μ) [N.s/ m^2]	1.849 x 10^{-5}

Türbülans Modeli ve Ağ Yapısı

Türbülans modeli olarak, Re-Normalization Group (RNG) $k-\varepsilon$ denklemleri geliştirilmiş duvar davranışıyla kullanılmıştır. Çözüm algoritmalarında; basınç-hız çifti için COUPLED algoritması, türbülanslı kinetik enerji ve momentum denklemleri için ikinci dereceden bir ayrıklaştırma şeması kullanılmıştır. Akış denklemleri için 10^{-5} ve enerji denklemleri için 10^{-8} yakınsama kriterleri kullanılmıştır. Isı alıcındaki ağ yapısı olarak, hexahedral elemanlar kullanılmıştır (Şekil 4). Isı transfer yüzeylerinde ağ yapısı sıklaştırılarak, y+ değerleri 1 ile 5 arasında tutulmuştur.



Şekil 4. Elmas pin kanatçıklı ısı alıcısının ağ yapısı

Ağdan Bağımsızlık Çalışması

$\boldsymbol{Re = 30.000}$'de, çalışılan elmas kanatçıklı ısı alıcısı için ağdan bağımsızlık çalışması yapılmıştır. Dört farklı eleman sayısı için sonuçlar Tablo 4'te verilmiştir. 4 numaralı ağ yapısı ile 3 numaralı ağ yapısının arasındaki fark plaka taban sıcaklığı ($\mathbf{T_{taban}}$) için %0,64 dir. Hesaplama süresini azaltmak için 3 numaralı ağ yapısı kullanılmıştır.

Tablo 3. $\boldsymbol{Re = 30.000}$ değerinde ağdan bağımsızlık çalışması

No	Eleman Sayısı	$\mathbf{T_{taban}}$ [°C]
1	152.300	34.0
2	305.028	36.0
3	506.015	40.19
4	1.039.030	40.45

Veri Analizi

Boyutsuz boyuna ve enine mesafeler, silindirik kesit için aşağıdaki şekilde tanımlanmıştır.

$$s_L^* = \frac{s_L}{D_e} \; ve \; s_T^* = \frac{s_T}{D_e} \tag{1}$$

s_L ve s_T boyuna ve enine mesafelerdir. Elmas kesitlerde ise boyutsuz boyuna ve enine mesafeler silindirik kesit tanımından farklıdır. Elmas kesitler için θ, s_L^* ve s_T^* formülasyonları aşağıdaki gibidir:

$$\frac{\theta}{2} = arctan\left(\frac{b}{a}\right) \tag{2}$$

$$\pi \, . D = 4 \, . \sqrt{\left(\frac{a}{2}\right)^2 + \left(\frac{b}{2}\right)^2} \tag{3}$$

$$s_L^* = \frac{s_L}{a} \; ve \; s_T^* = \frac{s_T}{b} \tag{4}$$

a, boyuna yönde uzunluğu, b ise enine yönde genişliği göstermektedir. Bu tanımlamalar ile dairesel kesite göre daha küçük ağırlıkta ısı alıcısı elde etmek mümkündür.

Sayısal ve deneysel çalışmalarda, Reynolds sayısı hesabında kanal içerisindeki ortalama hız (V) ve hidrolik çap (D_h) kullanılacaktır.

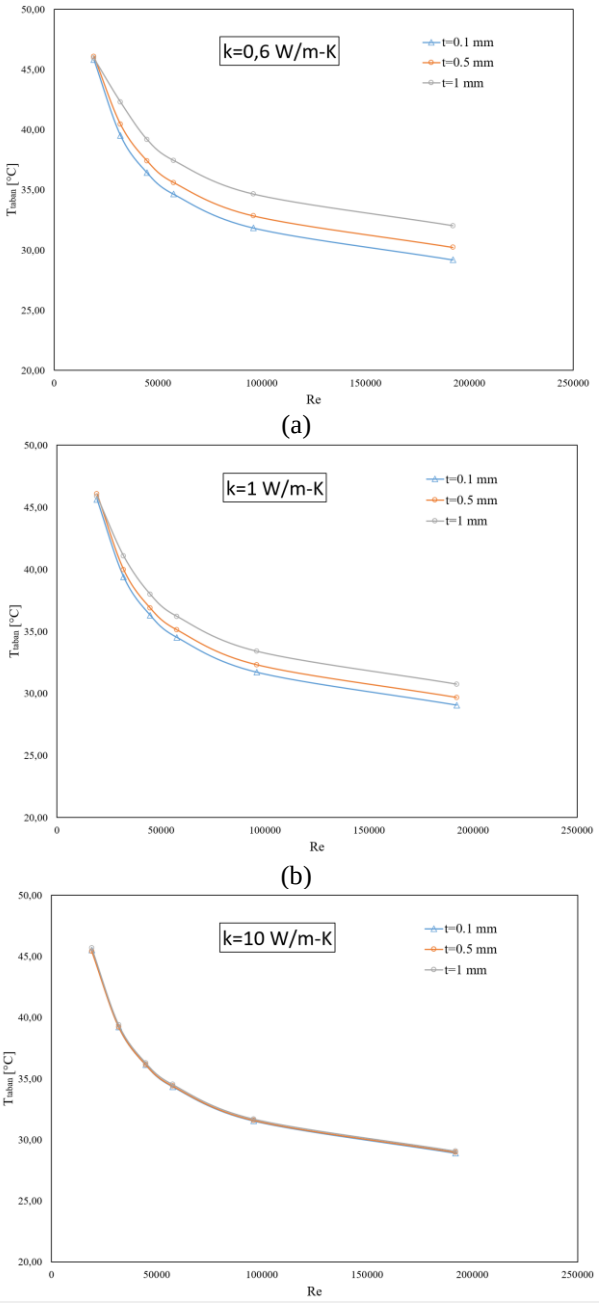
$$Re = \frac{D_h \, V}{\nu} \tag{5}$$

ν , havanın kinematic viskozitesidir. Hidrolik çap, D_h, kanalın genişliği W yükseliği H olmak üzere aşağıdaki şekilde hesaplanır:

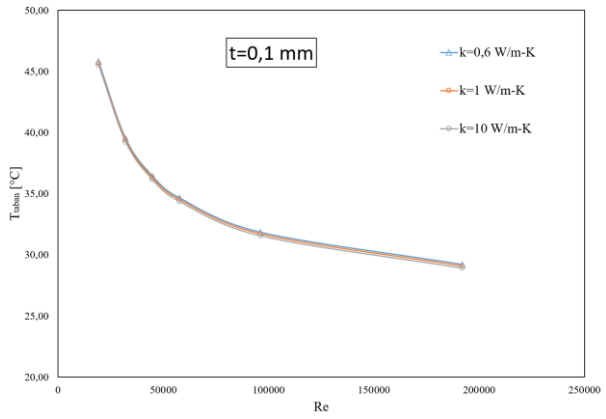
$$D_h = \frac{4 \, H \, W}{2 \, (H + W)} \tag{6}$$

BULGULAR

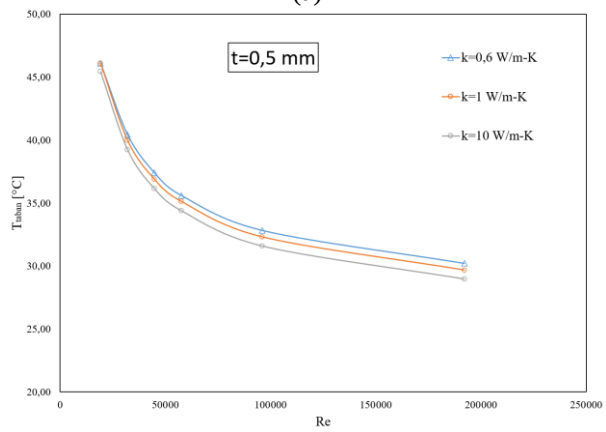
Farklı ısı iletim katsayılarına (k) ve kalınlıklara (t) sahip termal macunların, sistem taban sıcaklığı üzerindeki etkisi detaylı olarak incelenmiştir. Şekil 5 ve Şekil 6'da T_{taban} vs. Re ile değişimi çalışılan durumlar için verilmektedir.



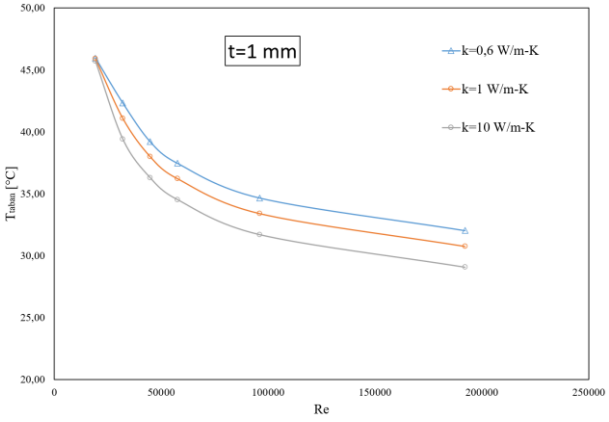
Şekil 5. Çalışılan durumlar için T_{taban} vs. Re ile değişimi (a) $k_{macun} = 0{,}6 \frac{W}{m\,K}$ (b) $k_{macun} = 1 \frac{W}{m\,K}$ (c) $k_{macun} = 10 \frac{W}{m\,K}$



(a)



(b)



(c)

Şekil 6. Çalışılan durumlar için T_{taban} vs. Re ile değişimi (a) $t_{macun} = 0{,}1\ mm$ (b) $t_{macun} = 0{,}5\ mm$ (c) $t_{macun} = 1\ mm$

Taban sıcaklığındaki değişim, özellikle Reynolds sayısının artmasıyla birlikte daha belirgin hale gelmiş, hem iletkenlik hem de kalınlık parametrelerinin etkileşimi net şekilde gözlemlenmiştir. Düşük iletkenlik katsayısına sahip termal ara malzemelerde, kalınlık artışı taban sıcaklığını kayda değer şekilde yükseltirken; yüksek iletkenlik katsayısına sahip malzemelerde bu etkinin büyük ölçüde ortadan kalktığı görülmüştür.

Çalışmadaki tüm kombinasyonlar arasında en yüksek taban sıcaklığı, ısı iletim katsayısı düşük (k = 0,6 W/m·K), kalınlığı yüksek (t = 1 mm) olan termal macun kullanıldığında ve hava akışının minimum olduğu (Re = 19210, V = 3 m/s) durumda elde edilmiştir. Bu koşulda taban sıcaklığı 47,35 °C'dir. Buna karşılık, en düşük taban sıcaklığı, yüksek iletkenlik katsayısına sahip (k = 10 W/m·K), ince (t = 0,1 mm) termal macunla ve yüksek hava hızı (Re = 192104, V = 30 m/s) koşullarında sağlanmış olup, bu durumda taban sıcaklığı 28,89 °C olarak kaydedilmiştir. Bu iki sınır durum arasında yaklaşık 18,46 °C'lik bir fark oluşmuştur. Elde edilen bu fark, sistemde kullanılan termal macun özelliklerinin (özellikle iletkenlik ve kalınlık) ve soğutma koşullarının (hava hızı) ısıl performans üzerindeki etkisini açıkça ortaya koymaktadır.

Isı İletkenliği k = 0,6 W/m·K Durumu

Isı iletim katsayısı 0,6 W/m·K olan termal macun kullanıldığında, farklı kalınlıklardaki (t = 0,1 mm, 0,5 mm ve 1 mm) uygulamalar karşılaştırıldığında kalınlığın taban sıcaklığı üzerinde belirgin bir etkisi olduğu görülmektedir. En yüksek hava akışı koşullarında (Re = 192104, V = 30 m/s), t = 0,1 mm kalınlığında taban sıcaklığı 29,19 °C iken, t = 1 mm kalınlıkta bu değer 32,02 °C'ye çıkmaktadır. Yani yalnızca kalınlık artırılarak 2,83 °C (%9,7)'lik bir sıcaklık artışı meydana gelmiştir. Aynı Re değeri için t = 0,5 mm kalınlığında ölçülen sıcaklık ise 30,22 °C olup, bu değer t = 1 mm'ye göre 1,80 °C (%5,6) daha düşüktür. Bu farklar, düşük iletkenliğe sahip termal macunlar kullanıldığında kalınlığın düşürülmesinin, özellikle yüksek hava hızlarında belirgin bir performans iyileşmesi sağladığını göstermektedir.

Benzer bir etki düşük hava akışında da gözlemlenmektedir. Re = 19210 (V = 3 m/s) koşulunda, t = 1 mm kalınlığında elde edilen taban sıcaklığı 45,95 °C iken, t = 0,1 mm için bu sıcaklık 45,81 °C'dir. Bu koşulda fark daha sınırlı olup 0,14 °C (%0,3) civarındadır. Düşük Re değerlerinde hava debisinin etkisi azaldığı için kalınlık farkları da daha sınırlı bir sıcaklık değişimine yol açmaktadır. Bu sonuçlar, düşük iletkenlik katsayısına sahip termal macunların kullanıldığı sistemlerde kalınlık etkisinin özellikle yüksek hava hızlarında daha kritik hale geldiğini göstermektedir.

Isı İletkenliği k = 1 W/m·K Durumu

Isı iletim katsayısı 1 W/m·K olan termal macun kullanıldığında, taban sıcaklıkları kalınlığa bağlı olarak değişim göstermektedir. Yüksek hava akış hızında (Re = 192104, V = 30 m/s), t = 0,1 mm kalınlığında taban sıcaklığı 29,06 °C iken, t = 1 mm kalınlığında bu değer 30,75 °C'ye yükselmektedir. Kalınlık artışı ile taban sıcaklığında 1,69 °C (%5,8)'lik bir yükselme gözlemlenmiştir. Orta kalınlıkta (t = 0,5 mm) ise sıcaklık 29,68 °C olarak ölçülmüş ve 1 mm kalınlığa göre 1,07 °C (%3,5) daha düşük olduğu belirlenmiştir. Bu sonuçlar, k = 1 W/m·K seviyesinde de termal macun kalınlığının yüksek hava hızlarında taban sıcaklığını anlamlı şekilde etkilediğini göstermektedir.

Düşük hava akış koşullarında (Re = 19210, V = 3 m/s) ise taban sıcaklıkları daha yüksek olmakla birlikte kalınlık etkisi kısmen azalmakta, t = 1 mm için sıcaklık 45,90 °C olarak kaydedilirken, t = 0,1 mm'de bu değer 45,64 °C'dir. Kalınlık farkı taban sıcaklığında sadece 0,26 °C (%0,6) değişime neden olmaktadır. Bu bulgular, düşük hava hızlarında kalınlık kaynaklı sıcaklık farklılıklarının azaldığını göstermektedir.

Isı İletkenliği k = 10 W/m·K Durumu

Isı iletim katsayısı 10 W/m·K olan termal macun kullanıldığında, kalınlık değişiminin taban sıcaklığı üzerindeki etkisi diğer düşük iletkenlik değerlerine kıyasla daha az belirginleşmektedir. Yüksek hava akış hızında (Re = 192104, V = 30 m/s), t = 0,1 mm kalınlığında taban sıcaklığı 28,89 °C iken, t = 1 mm kalınlığında bu değer 29,06 °C olarak ölçülmüştür. Kalınlık artışı sonucu sıcaklık sadece 0,17 °C (%0,6) yükselmiştir. Orta kalınlıkta (t = 0,5 mm) sıcaklık 28,97 °C'dir ve 1 mm kalınlığa göre 0,09 °C (%0,3) daha düşüktür. Bu küçük farklar, yüksek iletkenlik değerlerinde kalınlığın sıcaklık üzerindeki etkisinin sınırlı kaldığını göstermektedir.

Düşük hava akış hızında (Re = 19210, V = 3 m/s) ise, t = 1 mm kalınlığında taban sıcaklığı 45,70 °C iken, t = 0,1 mm'de sıcaklık 45,51 °C olarak ölçülmüştür. Bu koşullarda da kalınlık farkı nedeniyle sıcaklık sadece 0,19 °C (%0,4) azalmıştır. Orta kalınlıkta (t = 0,5 mm) ise sıcaklık 45,42 °C olarak bulunmuş, bu da 1 mm'ye göre 0,28 °C (%0,6) daha düşüktür. Bu değerler, yüksek ısı iletkenliğine sahip termal macunlarda kalınlığın taban sıcaklığı üzerinde nispeten daha az etkili olduğunu ve ısı transferinin daha verimli olduğunu ortaya koymaktadır.

SONUÇLAR ve TARTIŞMA

Bu çalışmada, farklı kalınlık ve ısı iletkenlik katsayısına sahip termal macunların, değişen hava akış hızları altında taban sıcaklığı üzerindeki etkileri sayısal olarak incelenmiştir. Elde edilen sonuçlar, termal macun özelliklerinin ve soğutma koşullarının ısıl performans açısından önemli olduğunu göstermiştir.

- Termal macun kalınlığı arttıkça taban sıcaklığında yükselme gözlenmiş, ancak bu etki iletkenlik katsayısına ve hava akış hızına bağlı olarak değişiklik göstermiştir. Düşük iletkenlik katsayısına sahip macunlarda kalınlığın etkisi daha belirginken, yüksek iletkenlik değerlerinde kalınlık değişiminin taban sıcaklığı üzerindeki etkisi %1'in altına düşmüştür. Örneğin, 0,6 W/m·K iletkenlikte ve yüksek hava hızında (Re=192104) kalınlık 0,1 mm'den 1 mm'ye çıktığında taban sıcaklığı yaklaşık %10 oranında artmıştır. Buna karşın, 10 W/m·K iletkenlikte aynı kalınlık değişimi taban sıcaklığını sadece %0,6 oranında yükseltmiştir.

- Hava akış hızının artması taban sıcaklığını düşürmekte ve kalınlığın sıcaklık üzerindeki etkisini daha belirgin hale getirmektedir. Düşük hava hızlarında ise sıcaklık farkları daha sınırlı kalmakta, kalınlık değişimi etkisi %1'in altında gerçekleşmektedir.
- Sonuç olarak, termal macun seçiminde hem iletkenlik katsayısı hem de uygulama kalınlığı dikkate alınmalı, ayrıca sistemin soğutma koşulları ile birlikte değerlendirilmelidir.

TEŞEKKÜR

Bu çalışma, TÜBİTAK BİDEB 2218 Yurtiçi Doktora Sonrası Araştırma Burs Programı tarafından 123C423 proje numarası ile ve TÜBİTAK ARDEB 1001 Araştırma Programı tarafından 123M484 proje numarası ile desteklenmektedir.

SEMBOLLER

c_p	Özgül ısı $[J/kg-K]$
D_h	Hidorlik çap $[mm]$
H_{kanal}	Kanal yüksekliği $[mm]$
k	Isı iletim katsayısı $[W/m-K]$
μ	Dinamik viskozite $[kg.m/s]$
N_L	Boyuna boru sayısı
N_T	Dikine boru sayısı
ρ_{hava}	Yoğunluk $[kg/m^3]$
Q	Toplam ısı transferi $[W]$
q''	Isı akısı $[W/m^2]$
s_L	Boyuna adım $[mm]$
s_L^*	Boyutsuz boyuna adım
s_T	Dikine adım $[mm]$
s_T^*	Dikine boyutsuz adım
T_{taban}	Taban plaka sıcaklığı [℃]
T_{giris}	Giriş kesitindeki hava sıcaklığı [℃]
V_g	Giriş kesintindeki ortalama hava hızı $[m/s]$
y_{max}^+	Boyutsuz duvar mesafesi
W_{kanal}	Kanal genişliği $[mm]$

KAYNAKLAR

Zhou, F., Catton, I., 2011, Numerical evaluation of flow and heat transfer in plate-pin fin heat sinks with various pin cross-sections, Numerical Heat Transfer; Part A: Applications, 60(2), 107–128.

Şara, O. N., 2003, Performance analysis of rectangular ducts with staggered square pin fins, Fuel and Energy Abstracts, 44(6), 409.

Sparrow, E. M., Grannis, V. B. 1991, Pressure drop characteristics of heat exchangers consisting of arrays of diamond-shaped pin fins, International Journal of Heat and Mass Transfer, 34(3), 589–600.

Jin, W., Wu, J., Jia, N., Lei, J., Ji, W., Xie, G., 2021, Effect of shape and distribution of pin-fins on the flow and heat transfer characteristics in the rectangular cooling channel, International Journal of Thermal Sciences, 161, 106758.

Kotcioglu, I., Caliskan, S., Senol, B., 2011, Experimental study on the heat transfer and pressure drop of a cross-flow heat exchanger with different pin–fin arrays, Heat and Mass Transfer, 47(9), 1133–1142.

Zhao, H., Liu, Z., Zhang, C., Guan, N., Zhao, H., 2016, Pressure drop and friction factor of a rectangular channel with staggered mini pin fins of different shapes, Experimental Thermal and Fluid Science, 71, 57–69.

Choudhary, V., Kumar, M., & Patil, A. K., 2019, Experimental investigation of enhanced performance of pin fin heat sink with wings, Applied Thermal Engineering, 155, 546-562.

Engineering Equation Solver, F-Chart Software, 2018.

modeFRONTIER, Esteco S.p.A., 2023.

Ansys Fluent User's Guide, 2019.

YENİ NESİL SOĞUTKANLARIN TERMODİNAMİK PERFORMANSININ GÜNEŞ DESTEKLİ SOĞUTMA SİSTEMİ İÇİN İNCELENMESİ

Onur MISIRLIOĞLU*, **Ersin ALPTEKİN****,***,
*Dokuz Eylül Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, 35390 Buca, İZMİR, misirlioglu.onur@ogr.deu.edu.tr
**Dokuz Eylül Üniversitesi, Makina Mühendisliği Bölümü, 35390 Buca, İZMİR, ersin.alptekin@deu.edu.tr
*** Dokuz Eylül Üniversitesi, Enerji Uygulama ve Araştırma Merkezi, 35390 Buca, İZMİR, ersin.alptekin@deu.edu.tr

Özet: Günümüzde artan enerji ihtiyacı ve çevresel kaygılar, yenilenebilir enerjiye dayalı, düşük karbon salınımlı sistemlerin önemini artırmıştır. Bu çalışma, güneş enerjisiyle çalışan ve ejektör destekli NH_3–$LiNO_3$ absorpsiyonlu soğutma sistemi ile entegre edilmiş Organik Rankine Çevrimi (ORÇ) sisteminin termodinamik performansını incelemektedir. Parabolik oluklu güneş kolektöründen (POGK) elde edilen ısı, hem elektrik üretiminde hem de soğutma sisteminde kullanılmaktadır. Çalışmada, R141b, R600a, R717, R143a, R1234yf, R1234ze(E) gibi çevre dostu soğutkanlar kullanılarak türbin giriş basıncının (1500–2500 kPa) sistem verimliliğine etkisi araştırılmıştır. Elde edilen bulgulara göre, R141b en yüksek enerji çıktısını sağlamış ve elektrik gücü/soğutma kapasitesi oranı açısından en verimli ve sürdürülebilir seçenek olmuştur. Çalışma, düşük GWP değerine sahip soğutkanların gelecekteki sürdürülebilir soğutma teknolojileri için daha uygun olduğunu göstermektedir.
Anahtar Kelimler: Enerji analizi, Çevre dostu soğutkanlar, Ejektör destekli absorpsiyonlu soğutma

Abstract: The growing global energy demand and increasing environmental concerns have highlighted the significance of renewable energy-based, low-carbon emission systems. This study investigates the thermodynamic performance of a solar-powered energy system that integrates an ejector-assisted ammonia–lithium nitrate (NH_3–$LiNO_3$) absorption refrigeration cycle with an Organic Rankine Cycle (ORC). The heat collected by parabolic trough solar collectors (PTCs) is utilized for both electricity generation and cooling purposes. The impact of turbine inlet pressure (ranging from 1500 to 2500 kPa) on system efficiency was analyzed using various environmentally friendly refrigerants, including R141b, R600a, R717, R143a, R1234yf, and R1234ze(E). The results indicate that R141b yields the highest total energy output, and offers the most efficient and sustainable performance in terms of the power-to-cooling capacity ratio. Overall, the study demonstrates that refrigerants with low Global Warming Potential (GWP) are more suitable for future sustainable cooling technologies.
Keywords: Energy analysis, Eco-friendly refrigerants, Ejector-assisted absorption refrigeration

GİRİŞ

2050 yılına kadar küresel ölçekte klima kullanımına bağlı enerji talebinin üç katına çıkması beklenmektedir. Bu artış, mevcut durumda ABD, Avrupa Birliği ve Japonya'nın toplam elektrik üretim kapasitesine eşdeğer yeni bir kapasite ihtiyacını beraberinde getirebilir. Bu durum, soğutmanın yalnızca enerji sistemleri açısından değil, aynı zamanda iklim değişikliği ile mücadele açısından da kritik bir alan olduğunu ortaya koymaktadır. Uluslararası Enerji Ajansı (IEA, 2018), bu gelişmeleri "soğuk krizi" olarak tanımlamakta ve enerji verimliliği standartlarının artırılması, pasif soğutma teknolojilerinin teşvik edilmesi gibi politika önlemlerinin ivedilikle hayata geçirilmesi gerektiğini vurgulamaktadır.(IEA, 2023) verilerine göre, bina sektöründe enerji tüketiminin büyük bölümü iklimlendirme amaçlı olup, özellikle ısıtma ve soğutma sistemleri toplam tüketimin %70'ine kadar ulaşabilmektedir. Özellikle yaz aylarında yetersiz altyapıya sahip elektrik şebekeleri nedeniyle, konutlarda artan soğutma ihtiyacı, sanayiye ayrılan elektrik tüketiminin bireysel kullanıma kaymasına yol açabilmektedir. Bu nedenle, soğutma alanındaki elektrik talebini azaltmak ve mevcut elektriği daha verimli kullanmak amacıyla, endüstriyel süreçlerden ve yenilenebilir enerji kaynaklarından elde edilen atık ısıların değerlendirilmesi büyük önem taşımaktadır.

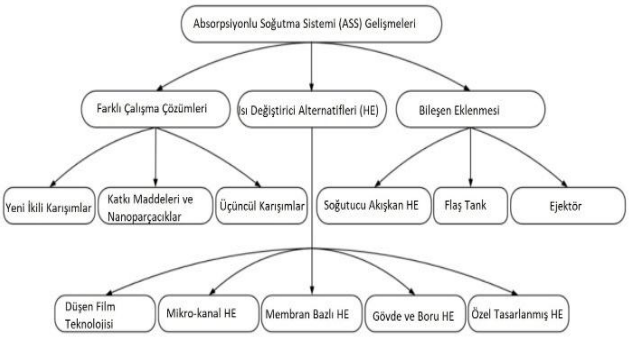
Absorpsiyonlu soğutma sistemleri, düşük kaynama sıcaklığına sahip sentetik soğutucu akışkanların henüz geliştirilmediği dönemlerde, soğutma teknolojisinde yaygın olarak kullanılmıştır. Daha sonraları buhar sıkıştırmalı soğutma sistemlerinin gelişimiyle birlikte,

küresel ısınma üzerindeki etkisi olan GWP (küresel ısınma potansiyeli – GWP) değeri yüksek olan soğutucu gazların kullanımı artmış ve bu sistemler daha fazla tercih edilir hale gelmiştir. Bununla birlikte, atık ısı kaynaklarının değerlendirilebilmesi açısından absorpsiyonlu sistemler halen önemli bir enerji geri kazanım potansiyeli sunmaktadır. Bu sistemler yalnızca yüksek sıcaklık kaynaklarıyla değil, aynı zamanda düşük sıcaklıktaki ısı kaynaklarıyla da çalışabilmekte ve böylece geniş bir uygulama alanı bulmaktadır. Bu durum, düşük kaliteli ısının etkin şekilde kullanılması açısından önemli avantajlar sağlamaktadır. Absorpsiyonlu çevrimlerin temel prensibini anlamak için Michael Faraday'ın gerçekleştirdiği basit fakat açıklayıcı bir deney referans olarak kullanılabilir. Faraday'ın bu deneyi iki aşamadan oluşmaktadır: Birinci aşama; amonyağı absorbe edebilen gümüş klorür ile doyurulmuş bir tüpün bir ucu ısıtılırken, diğer ucu soğuk suya daldırılır. Isıtma sonucunda serbest kalan amonyak buharı, tüpün soğuk ucunda yoğunlaşarak sıvı hale geçer. İkinci aşama; ısıtma durdurulup soğutma kaldırıldığında, tüpün soğuk ucunda biriken sıvı amonyak buharlaşmaya başlar ve buharlaşma sırasında çevresinden ısı çekerek belirgin bir soğutma etkisi oluşturur. Buharlaşan amonyak yeniden gümüş klorür tarafından emilerek döngü tamamlanır.

Absorpsiyonlu soğutma sistemleri, genellikle farklı fazlarda bulunan iki bileşenli karışımlarla çalışır. Soğutucu (çözünen) ve absorber (çözücü) maddeden oluşan bu çözelti, sistemdeki pompa ve çözelti ısı değiştiricisi sayesinde bir tür termal kompresör işlevi görerek jeneratöre taşınır. Yaygın olarak kullanılan iki akışkan çifti şunlardır: LiBr-H_2O sistemleri: Bu sistemlerde su, soğutucu akışkan olarak kullanılırken lityum bromür absorban görevini görür. Suyun donma riskinden dolayı, bu sistemler genellikle yaklaşık –5 °C'ye kadar soğutma sağlayabilir. Özellikle iklimlendirme uygulamalarında yüksek COP (soğutma katsayısı) değerleriyle öne çıkarlar. NH_3-H_2O sistemleri: Amonyağın soğutucu, suyun ise absorban olarak görev yaptığı bu sistemler, –10 °C buharlaştırıcı sıcaklığına kadar soğutma sağlayabilmektedir. Endüstriyel uygulamalarda yaygın olarak tercih edilirler. Ancak, LiBr-H_2O sistemlerine kıyasla daha düşük COP değerlerine sahiptirler. NH_3-H_2O sistemlerine alternatif olarak geliştirilen NH_3-$LiNO_3$ çözeltileri, absorpsiyonlu çevrimin etkinliğini artırmak amacıyla ejektör destekli olarak tasarlanabilmektedir. Bu tür sistemlerde ejektörün birincil akışkan girişine çözelti, ikincil akışkan girişine ise doymuş buhar fazında saf soğutucu (amonyak) gönderilir. Bu yapı sayesinde çevrimdeki basınç farkları ve akış hızları optimize edilerek soğutma kapasitesi artırılabilir.

Absorpsiyonlu soğutma sistemleri (ASS) üzerine yapılan güncel literatür çalışmaları, sistem verimliliğini ve uygulama alanlarını geliştirmeye yönelik çok yönlü yaklaşımlara odaklanmaktadır. Bu kapsamda, sistem konfigürasyonunda yapılan iyileştirmeler öne çıkmaktadır. Örneğin, Mukhtar ve Ghani, 2023, çalışmasında ticari bir amonyak-su (NH_3/H_2O) absorpsiyonlu soğutma sistemine ejektör eklenmesini teorik olarak incelemiştir. Yapılan analizler sonucunda, tasarlanan sistemin COP değerinde %70'in üzerinde bir artış elde edildiği ve sirkülasyon oranının önemli ölçüde azaldığı göstermişlerdir. Kırtepe (2024) tarafından gerçekleştirilen çalışmada ise, parabolik oluklu termal kolektör (POTK) sistemlerinde ısı transfer akışkanı olarak kullanılan Syltherm 800 bazlı nanoakışkanların (Al_2O_3, CeO_2, CuO, TiO_2 katkılı) sistem performansına etkileri incelenmiştir. Elde edilen bulgulara göre, Syltherm 800 + CeO_2 nanoakışkanının kullanımı, kolektör veriminde %0,15; GEASS sisteminin COP ve ekserji verimliliğinde ise %0,13 oranında artış sağlamıştır. Diğer yandan, Syltherm 800 + TiO_2 nanoakışkanı ile POTK'nin ekserji verimliliğinde %0,08'lik bir iyileşme kaydedilmiştir. Bu bağlamda, nanoakışkan kullanımının mütevazı ancak olumlu etkileri olduğu; anlamlı performans kazanımları için ise sistematik optimizasyon çalışmalarının gerekli olduğu vurgulanmıştır. Verma vd. (2022), çalışmasında atık ısıyı kullanarak −25°C'de soğutma ve 7°C'de ek soğutma etkisi sağlayan birleşik bir sistem incelemiştir. Transkritik CO_2 ejektör çevrimi ile LiBr−H_2O absorpsiyon sistemi birleştirilerek, temel ejektör çevrimine göre COP'de %16,4 ve ekserji verimliliğinde %4,1'lik bir iyileşme elde edilmiştir. Anan vd. (2024) çift aşamalı ejektörlü sistemin, aynı çalışma koşullarında tek aşamalı sisteme göre daha yüksek bir COP ve daha iyi bir sürükleme oranı sağladığı bulunmuştur. Bu, özellikle jeneratör ve buharlaştırıcı arasındaki sıcaklık farkının büyük olduğu durumlarda geçerlidir. Rabiei vd. (2024) çalışmalarında birleşik sıkıştırmalı-absorpsiyon çevrimi ile birleşik ejektör-absorpsiyon çevrimi termodinamik modelini oluşturmuşlardır. Çalışmalarında her bir sistemin kendine özgü avantajları olduğunu belirtirken birleşik sıkıştırmalı-absorpsiyon çevrimi termodinamik olarak en üstün performansı gösterirken, birleşik ejektörlü-absorpsiyon çevrimi daha ekonomik bir çözüm sunmaktadır. Bu sonuç, atık ısı kaynaklarının uygun olduğu durumlarda ejektörlü sistemlerin ticari olarak daha cazip olabileceğine işaret etmektedir. Qadeer vd. (2025), bu çalışmada hem ejektör difüzörünün geometrik tasarımını optimize etmenin hem de geleneksel olmayan (iyonik sıvı) çalışma akışkanları kullanmanın, ejektörlü absorpsiyonlu soğutma sistemlerinin verimliliğini önemli ölçüde artırabileceğini belirtmişlerdir. Mishra vd. (2024), çalışmalarında entegre trijenerasyon sistemini incelemişlerdir. Elde ettikleri sonuçlara göre geleneksel tek veya çift üretim sistemlerine kıyasla çok daha yüksek bir enerji ve ekserji verimliliği sağladığını belirtmişlerdir.

Son olarak, Mukhtar ve Ghani (2021) tarafından yapılan derleme çalışmasında, absorbsiyonlu soğutma sistemlerinin verimliliğini artırmaya yönelik olarak kullanılan farklı çözeltiler, ilave ekipmanlar ve alternatif ısı değiştirici tasarımları gibi çeşitli yöntemler kapsamlı şekilde ele alınmıştır. Şekil 1'de absorpsiyonlu soğutma sistemlerindeki gelişme türleri gösterilmiştir.



Şekil 1. Absorpsiyonlu soğutma sistemlerindeki gelişme türleri (Mukhtar ve Ghani, 2021)

Bu çalışmada güneş ışınımını POGK uzunluğu boyunca konsantre ederek ısı enerjisini ORÇ'de farklı soğutucu akışkanların performans analizi ve absorpsiyonlu soğutma sisteminde ejektör kullanarak sisteme iyileştirme de bulunup bulunmadığını güneş ışınım değerinin, çözelti konsantresinin, türbin giriş basınç değeri gibi parametrik değerlerin değişimine göre incelemesi yapılmıştır.

MATERYAL & METHOD

Problemin Tanımı

İncelenen sisteminin şematik gösterimi Şekil 2'de sunulmaktadır. Sistem de güneşten elektrik üretmek için parabolik oluklu güneş kolektörleri (POGK) kullanılmıştır. POGK'ler tarafından elde edilen yararlı ısının bir bölümü güç üretimi amacıyla ORÇ'nin kazanına aktarılmaktadır. ORÇ'den elde edilen mil gücü jeneratöre aktarılarak elektrik üretimi sağlanmaktadır. ORÇ'de türbinde genişleyen akışkanın ısısının bir kısmı ısı değiştirici vasıtası ile evsel kullanım amaçlı sıcak su üretiminde kullanılmaktadır. POGK'ler tarafından elde edilen yararlı ısının geri kalanı ASS'nin jeneratörü olan bileşene girmektedir. Absorpsiyonlu soğutma sisteminde generatörden alınan ısı sayesinde önce yoğuşturucuda ısısını ısı değiştiricisinde evsel kullanım için atarak buharlaştırıcıya girmektedir ve buradan ısıyı çekerek buharlaştırıcıda soğutma yapılmaktadır. POGK'ler ve ORÇ'de akışkan olarak sırasıyla Therminol VP-1 ve R141b, R600a, R717, R143a, R1234yf, R1234ze(E) soğutucu akışkanları kullanılmıştır. ASS'de ise akışkan çifti olarak NH_3-$LiNO_3$ kullanılmıştır. Termodinamik analiz çözümlenmesinde kullanılan kabul edilmiş değer ve veriler Tablo 1'de sunulmuştur. Tablo 2'de ise POGK tarafında kullanılan ısı transfer akışkanın termofiziksel özellikleri verilmiştir. Tablo 3'te çalışmada karşılaştırılan soğutucu akışkanların özellikleri karşılaştırılmıştır. ORÇ'de (Organik Rankine Çevrimi) çalışma maddesi olarak kullanılan soğutucu akışkanların termodinamik özellikleri EES programı ile elde edilmiştir (Klein, 2018). Aşağıda ise maddeler halinde termodinamik model oluşturulurken yapılan kabuller sunulmaktadır.

- Çevrim bileşenleri sürekli rejimde ve kararlı halde çalışmaktadır.
- Boru hatları ve ısı değiştiricilerinde basınç kayıpları ihmal edilmiştir.
- Yoğuşturucu çıkışları doymuş sıvıdır.
- Çevreye olan ısı kayıpları ihmal edilmiştir.
- Genleşme vanası izentropiktir.
- Buharlaştırıcı çıkışı doymuş buhardır.
- Absorberdan ve jeneratörden çıkan çözeltiler, ilgili elemanların sıcaklıklarında ve denge koşullarında bulunmaktadır.

Tablo 1. Analizde kabul edilen değer ve veriler

Akış sürükleme oranı	0,1 [-]
Absorber sıcaklığı	35°C
Basınç yükseltme oranı (PLR)	2,5 [-]
Buharlaştırıcı sıcaklığı	0°C
Güneş ışınım Radyasyon (*Gb*)	0,6 kW/m^2
IGKBÜ, ÇID verimi	%100
Jeneratör sıcaklığı	90°C
Karışım ısı değiştiricisi etkenlik	0,6 [-]
Kızgın buhar sıcaklık farkı	5 K
Kolektör alanı	10000 m^2
IGKBÜ etkinlik	0,55 [-]
POGK çıkış sıcaklığı	200°C
POGK giriş sıcaklığı	92°C
Pompa giriş sıcaklığı	28-35°C
Pompa izentropik verim	%70
Soğutma yoğuşturucusu sıcaklığı	35°C
Türbin giriş basıncı	1500-2500 kPa
Türbin izentropik verim	%85
Zayıf çözelti konsantrasyonu	0,5 [-]
Referans çevre basıncı	100 kPa
Referans çevre sıcaklığı	25°C

Tablo 2. Therminol VP-1 termofiziksel özellikleri (@190°C) (Khaliq vd, 2018)

Dinamik viskozite	0,424 mPa.s
Yoğunluk	922 kg/m^3
Isı kapasitesi	2,02 kJ/K.kg

Termodinamik Model ve Analizi

Bu çalışmada, POGK enerji verimi hesabında Eşitlik 1'de verilen korelasyon kullanılmıştır. Burada hesaplanan enerji verimi sayesinde Eşitlik 2'de sunulan denklem yardımıyla POGK hattındaki ısı transfer akışkanının kütlesel debisi hesaplanmaktadır.

$$\eta_{POGK} = \eta_{optik} - \alpha_1[(T_m\text{-}T_o)/Gb] - \alpha_2[(T_m\text{-}T_o)2/Gb] \quad (1)$$

burada η_{optik}, POGK optik verimliliğini ifade etmekte olup değeri 0,65 alınmıştır. Ayrıca, α_1 POGK tarafının birinci dereceden kolektör enerji verimi katsayısı olup değeri 0,1 W/m^2°C'dir. α_2 ise POGK tarafının ikinci dereceden kolektör enerji verimi katsayısı olup değeri 0,001 W/m^2°C^2'dir. T_m ise ortalama POGK sıcaklığını ifade etmekte olup $T_m = (T_i + T_o)/2$, eşitliği ile hesaplanmaktadır.

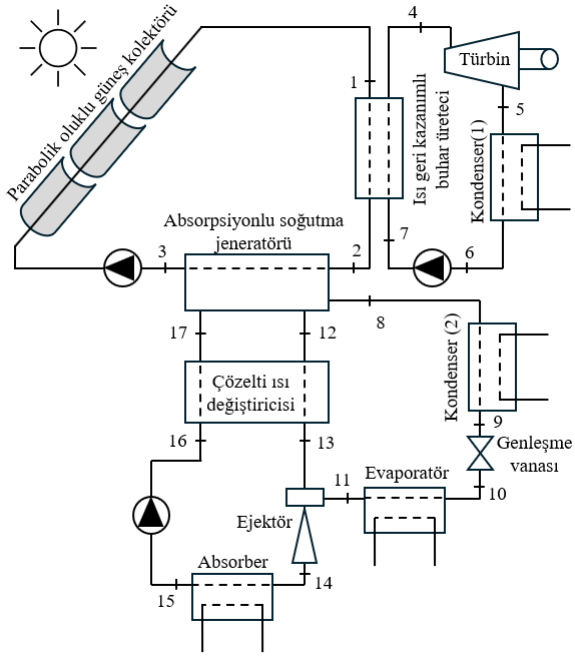
POGK için enerji dengesi ise (Sahoo vd, 2018);

$$\dot{Q}_{POGK} = \dot{m}_{POGK} c_p (T_1 - T_3) = \eta_{POGK} G b A_p \quad (2)$$

eşitliği ile hesaplanmaktadır. Hesaplamalarda kullanılan entegre sistem bileşenlerinin kütle ve enerji korunum denklemleri ile derişim denklemleri Tablo 4'te sunulmuştur.

Tablo 3. ODP değeri düşük soğutucu akışkanların incelenmesi (Atmaca vd, 2018)

Aracı Akışkan	GWP	ODP	ASHRAE Güvenlik Sınıfı	Normal kaynama noktası (°C)	Kritik Sıcaklık (°C)	Kritik Basınç (MPa)
R141b	725	0,11	A1	32,05	204,15	4,25
R600a	20	0	A3	-11,8	134,7	3,63
R717	0	0	B2L	-33,33	132,3	11,33
R143a	4470	0	A2L	-26,1	101,1	4,06
R1234yf	0,501	0	A2L	-29,5	94,7	3,38
R1234ze(E)	7	0	A2L	-19,0	109,4	3,64



Şekil 2. Güneş enerjisi kaynaklı ejektör destekli absorpsiyonlu soğutma sisteminin şematik gösterimi

Tablo 4. Ekipmanların kütle ve enerji denklemleri

Ekipman	Korunum, denge ve derişim denklemleri
İGKBÜ	$\dot{m}_{POGK} c_p (T_1 - T_2) = \dot{m}_{ORC} (h_4 - h_7)$
Türbin	$\dot{W}_{net} = \dot{m}_{ORC} (h_4 - h_5)$
Pompa 1	$\dot{W}_{p1} = \dot{m}_{ORC} (h_7 - h_6)$
AS Jeneratörü	$\dot{m}_8 + \dot{m}_{12} = \dot{m}_{17}$
AS Jeneratörü	$\dot{m}_r h_8 + (\dot{m}_s - \dot{m}_r) h_{12} + \dot{m}_s h_{17} = \dot{m}_{POGK} (h_2 - h_1)$
Çözelti Isı Değiştiricisi	$(\dot{m}_s - \dot{m}_r)(h_{12} - h_{13}) = \dot{m}_s (h_{17} - h_{16})$
Buharlaştırıcı	$\dot{Q}_{evap} = \dot{m}_r (h_{11} - h_{10})$
Ejektör-kütle	$\dot{m}_{13} + \dot{m}_{11} = \dot{m}_{14}$
Ejektör-derişim	$(\dot{m}_s - \dot{m}_r) X_{13} + \dot{m}_r X_{11} = \dot{m}_s X_{14}$
Ejektör-enerji	$(\dot{m}_s - \dot{m}_r) h_{13} + \dot{m}_r h_{11} = \dot{m}_s h_{14}$
Pompa 2	$\dot{W}_{p2} = \dot{m}_s (h_{16} - h_{15})$

Tasarlanan bileşke sistem sayesinde elde edilen güç ile soğutma kapasitesinin oranı şu şekilde hesaplanmaktadır.

$$R_{EG/SK} = \dot{W}_{net} / \dot{Q}_{evap} \quad (3)$$

$NH_3/LiNO_3$ karışımının konsantre oranına göre termofiziksel özellikleri aşağıda verilen korelasyonlara göre elde edilmiştir (Farshi vd, 2014).

Özgül entalpi ($X \leq 0.54$) (4)

$$h = (a\,x - b) + c\,(d - x)^2 + (e + f \cdot x)\,T \ldots$$
$$\ldots + (g + h\,x)\,((T + 273.16)^2 - 273.16^2)$$

a = 200	e = 5.593×10^{-1}
b = 215	f = 3.241
c = 1570	g = 1.039×10^{-3}
d = 0.54	h = 0.9235×10^{-3}

Özgül entalpi (X > 0.54) (5)

$$h = (a\,x - b) + c\,(d - x)^2 + (e + f\,x)\,T \ldots$$
$$\ldots + (g + h\,x)\,((T + 273.16)^2 - 273.16^2)$$

a = 200	e = $5,593 \times 10^{-1}$
b = 215	f = 3,241
c = 689	*g* = $1,039 \times 10^{-3}$
d = 0,54	*h* = $0,924 \times 10^{-3}$

Özgül Entropi (7)

$$s = (a + b\,x + c x^2 + d\,x^3 + e^*\,T)/\ldots$$
$$\ldots(1 + f\,x + g\,x^2 + h\,x^3 + i\,T + j\,T^2)$$

a = 8.70310×10^{-1}	f = −2.90321
b = −3. 98268	g = 4.13376
c = 6. 42203	h = −2.19727
d = −3.21434	i = 8.8621162×10^{-4}
e = 4.19479×10^{-3}	j = -1.62347×10^{-6}

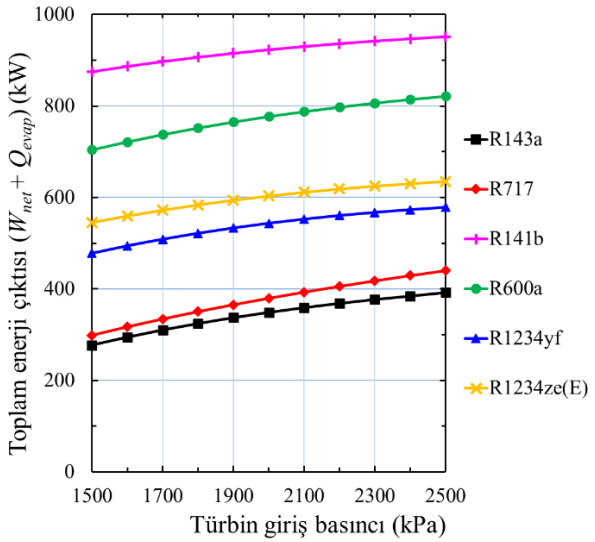
BULGULAR ve TARTIŞMALAR

Bu çalışmada güneş enerjili, ejektör destekli, NH_3–$LiNO_3$ çevrimli absorpsiyonlu bir soğutma sistemi ile

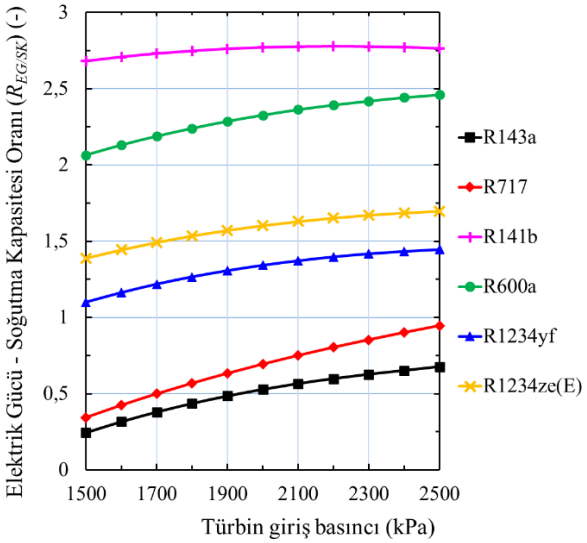
entegre edilmiş Organik Rankine Çevrimi (ORÇ) sistemi incelenmiştir. Termodinamik analiz kapsamında türbin giriş basıncının sistem performansına etkisi değerlendirilmiştir. Elde edilen bulgular, Şekil 3 ve Şekil 4'te grafiksel olarak sunulmuştur.

Şekil 3, türbin giriş basıncının 1500 kPa'dan 2500 kPa'ya artırılmasıyla sistemin toplam enerji çıktısındaki değişimi göstermektedir. Genel olarak ORÇ'de türbin basıncı arttıkça enerji üretiminin de arttığı görülmektedir. R141b, en yüksek enerji çıktısını sunan akışkan olarak öne çıkmıştır. Diğer akışkanlara göre R717, daha düşük mutlak enerji üretimi sunmasına rağmen daha istikrarlı bir artış sergilemiştir. Enerji çıktısı bakımından tablodan da görüldüğü üzere en yüksekten en düşüğe şu şekilde sıralanmıştır; R141b > R600a > R1234ze(E) > R1234yf >R717 > R143a . Bu durum, R141b'nin daha yüksek enerji potansiyeline sahip olmasına rağmen, çevresel etki bakımından (GWP değeri) dezavantajlı olduğunu göstermektedir.

Şekil 4 ise enerji üretiminin, aynı anda sağlanan soğutma kapasitesine oranını göstermektedir. Bu oran, sistemin çok yönlü verimliliğini ifade eder. R717 için bu oran 0,34'ten 0,93'e çıkmıştır; bu, en yüksek verimlilik artışını temsil etmektedir. R141b için artış yalnızca 2,67'den 2,75'e olmuştur. Bu, sistemin güç/soğutma verimliliği açısından daha sınırlı iyileşme sunduğunu göstermektedir. Bu durum, düşük GWP değerine sahip soğutkanların (özellikle R717 ve R1234yf) çevresel ve teknik olarak daha sürdürülebilir çözümler sunduğunu göstermektedir.



Şekil 3. Türbin giriş basıncının toplam enerji çıktısına etkisi



Şekil 4. Türbin giriş basıncının elektrik gücü – soğutma kapasitesi oranına etkisi

SONUÇLAR

Bu çalışmada güneş enerjisi destekli ejektörlü absorpsiyonlu soğutma sisteminin performansı farklı çevre dostu soğutkanlarla karşılaştırmalı olarak incelenmiştir. Türbin giriş basıncı, sistemin hem enerji üretimi hem de soğutma kapasitesi üzerinde önemli bir etkiye sahiptir. Elde edilen başlıca sonuçlar:

1. R141b, maksimum enerji çıktısını sağlamıştır ve yüksek elektrik gücü/soğutma kapasitesi oranına sahip olduğu görülmüştür. Fakat yüksek GWP değeriyle çevre dostu değildir.
2. Türbin giriş basıncının artırılması, tüm akışkanlar için enerji ve soğutma çıktılarında artışa neden olmuştur.
3. Düşük GWP ve ODP değerlerine sahip akışkanlar sistemin çevresel sürdürülebilirliğini artırmaktadır.
4. Ejektör desteği, absorpsiyon çevrimindeki basınç farklarının optimize edilmesini sağlayarak verimliliği artırmaktadır.

GELECEK ÇALIŞMALAR

Bu çalışmada elde edilen bulguların yanı sıra, gelecekte daha kapsamlı değerlendirmeler yapılması planlanmaktadır. Özellikle sistemin çevresel etkilerinin belirlenmesi amacıyla toplam eşdeğer ısınma etkisi (TEWI) analizinin gerçekleştirilmesi, termodinamik sınırların daha iyi anlaşılması için birinci yasa analizlerin yanında ekserji analizi de yapılması hedeflenmektedir. Ayrıca, ejektör performansının detaylı incelenebilmesi için basınç yükseltme oranı (PLR) ve akış sürükleme oranı parametrelerine yönelik kapsamlı parametrik analizlerin ileride yapılması öngörülmektedir.

SEMBOLLER

A_p	Kolektör alanı [m^2]
c_p	Özgül ısı kapasitesi [kJ/K.kg]
Gb	Güneş ışınım radyasyonu [kW/m^2]

h	Entalpi değeri [kJ/kg]
$\dot{m}$	Kütlesel debi [kg/s]
$\dot{m}_r$	Absorpsiyonlu soğutmadaki soğutucu akışkan kütlesel debisi [kg/s]
$\dot{m}_s$	Absorpsiyonlu soğutmadaki karışımın kütlesel debisi [kg/s]
$\dot{m}_{POGK}$	POGK akışkanının kütlesel debisi [kg/s]
$\dot{m}_{ORC}$	ORC'deki akışkanın kütlesel debisi [kg/s]
η_{POGK}	POGK verimi [-]
P	Basınç [kPa]
$R_{EG/SK}$	Net güç soğuma oranı [-]
s	Entropi [kJ/kg.K]
T	Sıcaklık [K veya ℃]
T_m	Ortalama sıcaklık [K veya ℃]
T_i	POGK'a giriş sıcaklık değeri [K veya ℃]
T_o	POGK'ya çıkış sıcaklık değeri [K veya ℃]
$\dot{Q}_{evap}$	Buharlaştırıcının gücü [kW]
W_{net}	Net güç [kW]
W_p	Pompa gücü [kW]
X	Konsantrasyon [-]

Kısaltmalar

ASS	Absorpsiyonlu soğutma sistemi
ASJ	Absorpsiyonlı soğutma jeneratörü
COP	Performans katsayısı [-]
GEASS	Güneş enerjili absorpsiyonlu soğutma sistemi
GWP	Küresel ısınma potansiyeli [-]
IGKBÜ	Isı geri kazanımlı buhar üreticisi
ODP	Ozon tabakası incelme potansiyeli [-]
ORÇ	Organik Rankine Çevrimi
POGK	Parabolik oluklu güneş kollektörü
TEWI	Toplam eşdeğer ısınma etkisi

KAYNAKLAR

1. Internet, 2018, IEA (Uluslararası Enerji Ajansı), *The Future of Cooling*, https://www.iea.org/reports/the-future-of-cooling.

2. Internet, 2023, IEA (Uluslararası Enerji Ajansı*), Net Zero Roadmap: A Global Pathway to Keep the 1.5°C Goal in Reach – 2023 Update*, https://www.iea.org/reports/the-future-of-cooling.

3. Klein SA. Engineering equation solver (EES) for microsoft windows operating systems: academic professional version. Medison, W.I.: F-chart software;2018. Available online: http://www.fchart.com.

3. Sahoo, U., Kumar, R., Pant, P. C., & Chaudhary, R., 2016, Resource assessment for hybrid solar-biomass power plant and its thermodynamic evaluation in India. *Solar Energy*, 139, 47-57.

4. Mukhtar, H. K., & Ghani, S. 2023, Improving the performance of a commercial absorption cooling system by using ejector: A theoretical study. *Case Studies in Thermal Engineering*, 45, 102967.

5. Khaliq A., Kumar R. & Mokheimer E. M.A., 2018, Investigation on a solar thermal power and ejector-absorption refrigeration system based on first and second law analyses, *Energy* 164 (2018) 1030-1043,

6. Farshi, L. G., Ferreira, C. I., Mahmoudi, S. S., & Rosen, M. A., 2014, First and second law analysis of ammonia/salt absorption refrigeration systems. *International journal of refrigeration*, 40, 111-121.

7. Atmaca, A. U., Erek, A., & Ekren, O., 2018, Sabit Alanda ve Sabit Basınçta Karışımlı Ejektör Modellerinin Performans Değerlendirmesi. Mühendis ve Makina, 59(690), 89-118.

8. Mukhtar, H. K., & Ghani, S., 2021, Hybrid ejector-absorption refrigeration systems: a review. *Energies*, 14(20), 6576.

9. Verma, A., Kaushik, S. C., & Tyagi, S. K. 2022. Energy and exergy analysis of a novel ejector-absorption combined refrigeration cycle using natural refrigerants. *International Journal of Exergy*, 39(2), 142-159.

10. Anan, B. M., Kassem, M. A., & Hamed, A. 2024. Comparison and performance analysis of single and double-stage in-series ejector refrigeration systems using various refrigerants. *Energy Conversion and Management*, 313, 118606.

11.Kırtepe, E., 2024, Güneş Enerjili Absorpsiyonlu Soğutma Sisteminde Kolektörde Nanoakışkan Kullanılmasının Sistem Performansına Etkisinin Termodinamik Analizi. *Dokuz Eylül Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Fen ve Mühendislik Dergisi*, 26(76), 69-81.

12. Mishra, S. K., Rehalia, A. S., Verma, A. K., & Yadav, L. 2024, Thermo-economic analysis of solar-powered trigeneration system with integrated ejector-absorption recompression and modified organic Rankine cycle. *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, 146(5), 051024.

13. Rabiei, R., Borji, M., & Kazemi, A. 2024, Exergoeconomic based comparative analysis between NH_3-NaSCN single effect absorption cycle, combined compression-absorption refrigeration and combined ejector-absorption refrigeration cycles powered by solar panel, *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering.*

14. Qadeer, M. A., Awan, F. M., Khan, M. S. A., Naeem, H., & Xu, S. 2025. Improvement of Absorption Refrigeration Cycle Efficiency Using a Novel Diffuser Configuration and Ionic Liquid Working Pairs. *Heat Transfer.*

R1234YF SOĞUTUCU AKIŞKANLI BİR OTOMOBİL KLİMASININ PERFORMANSININ YAPAY SİNİR AĞLARI İLE TAHMİNİ

Murat KÖROĞLU*, Kaplan KAPLAN, Murat HOŞÖZ*****
*Kocaeli Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Otomotiv Mühendisliği Anabilim Dalı, 41001 Umuttepe, İzmit, KOCAELİ, muratkoroglu2@gmail.com
** Kocaeli Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Yazılım Mühendisliği Bölümü, 41001 Umuttepe, İzmit, KOCAELİ
kaplan.kaplan@kocaeli.edu.tr
*** Kocaeli Üniversitesi, Teknoloji Fakültesi, Otomotiv Mühendisliği Bölümü, 41001 Umuttepe, İzmit, KOCAELİ
mhosoz@kocaeli.edu.tr

Özet: Bu çalışmada, düşük küresel ısıtma potansiyeline sahip R1234yf soğutucu akışkanı kullanan bir otomobil klimasının soğutma performansını tahmin edebilen bir Yapay Sinir Ağları (YSA) modeli geliştirilmiş ve modelin doğruluğu test edilmiştir. Bu amaçla, R1234yf'li bir otomobil kliması laboratuvar ortamında kurulmuş ve çeşitli kompresör devirlerinde giriş hava akımı sıcaklığı ve izafi nem değerleri değiştirilerek sürekli rejim testleri gerçekleştirilmiştir. Test sonuçları yardımıyla, deneysel otomobil klimasının çeşitli performans parametrelerinin değerleri ölçümler ve hesaplamalar yoluyla belirlenmiştir. Test sonuçlarından elde edilen bulguların %70'i eğitim amacıyla kullanılarak deneysel klimanın YSA modeli geliştirilmiştir. Standart geri yayılım algoritması üzerine kurulu olan bu model, giriş parametreleri olarak evaporatör ve kondensere giren yapan hava akımı sıcaklıklarını, buharlaştırıcı girişindeki hava izafi nemini ve kompresör devrini kullanmaktadır. Model tarafından tahmin edilen çıkış parametreleri ise soğutucu akışkanın kütlesel debisi, soğutma kapasitesi, şartlandırılan hava akımı sıcaklığı, kompresörde soğutucu akışkana verilen güç, soğutma tesir katsayısı, yoğuşturucuda çıkan ısı, kompresör çıkışındaki sıcaklık ve kompresör çıkış/giriş basınçlar oranıdır. Testler sonucu elde edilen bulguların eğitimde kullanılmayan %30'luk kısmı, geliştirilen modelin performansının test edilmesi amacıyla kullanılmıştır. Bu amaçla, model sonuçları ile deneysel sonuçlar karşılaştırılarak modelin performansı korelasyon katsayısı, ortalama izafi hata, karelerin karekökü türünden hata ve mutlak varyans kesri isimli dört performans göstergesi kullanılarak belirlenmiştir. Geliştirilen yapay sinir ağları modelinin korelasyon katsayısı, göz önüne alınan çıkış parametreleri için 0.9649–0.9952 aralığında değişmiştir. Modelin ortalama izafi hatası %0.8881–4.2667 aralığında çıkarken, oldukça düşük karelerin karekökü türünden hata değerleri ve 1'e yakın mutlak varyans kesirleri elde edilmiştir. Geliştirilen modelin performans göstergelerinin iyi çıkması ve deneysel sonuçlara hayli yakın değerler vermesi, YSA ile performans tahmininin klima sistemlerine başarı ile uygulanabileceğini göstermektedir. Böylece, uzun zaman alan ve yüksek maliyeti olan kapsamlı deneyler yerine az sayıda deney ile klima sistemlerinin modellenebilmesi ve performanslarının tüm çalışma koşullarında tahmini mümkün olabilecektir.
Anahtar Kelimler: R1234yf, Otomobil kliması, Yapay sinir ağları, Performans tahmini.

PERFORMANCE PREDICTION OF A CAR AIR CONDITIONER WITH REFRIGERANT R1234YF USING ARTIFICIAL NEURAL NETWORKS

Abstract: In this study, an Artificial Neural Network (ANN) model was developed to predict the cooling performance of a car air conditioner using R1234yf, a refrigerant with a low global warming potential, and the accuracy of the model was tested. For this purpose, a car air conditioner with R1234yf was set up in the laboratory and its steady- state tests were performed by changing the inlet air temperatures and relative humidity at various compressor speeds. Using the test results, various performance parameters of the experimental car air conditioner were determined through measurements and evaluations. 70% of the test findings were used for training purposes and the ANN model of the experimental air conditioner was developed. This model, which is based on the standard backpropagation algorithm, uses the air stream temperatures entering the evaporator and condenser, the relative humidity of the air entering the evaporator, and the compressor speed as the input parameters. The output parameters estimated by the model are the refrigerant mass flow rate, cooling capacity, temperature of the conditioned air stream, power given to the refrigerant in the compressor, coefficient of performance, condenser heat rejection rate, compressor discharge temperature and compressor outlet/inlet pressure ratio. 30% of the test findings that were not used in the training were used for testing the model performance. For this purpose, the model results and experimental ones were compared, and the model performance was determined by using four performance indicators, namely the correlation coefficient, mean relative

error, root mean square error and absolute fraction of variance. The correlation coefficient of the developed ANN model varied between 0.9649–0.9952 for the considered output parameters. The mean relative error of the model was between 0.8881–4.2667%, while quite small root mean square errors and absolute fraction of variance values were obtained. Since the performance indicators of the developed model were quite good and the model predictions were very close to the experimental results, the performance prediction using ANNs can be successfully applied to air conditioning systems. Thus, instead of extensive experiments that take a long time and cause high costs, it will be possible to model air conditioning systems and predict their performance under all operating conditions with a small number of experiments.
Keywords: R1234yf, Car air conditioner, Artificial neural networks, Performance prediction.

GİRİŞ

Taşıt iklimlendirme sistemleri, ilk olarak 1930'lu yıllarda otomobillerde kullanılmaya başlanmıştır. Bu sistemlerde Kloroflorokarbon (CFC) ailesinden bir soğutucu akışkan olan R12 kullanılmış ve buna 1994 yılına kadar devam edilmiştir. 1987 yılında imzalanan Montreal Protokolü, yüksek ozon tüketme potansiyelleri nedeniyle R12 de dahil olmak üzere klor içeren kimyasalların kullanımının kısıtlanmasına yol açmıştır (UNEP, 1987). Bunun sonucunda, Hidroflorokarbon (HFC) ailesinden bir soğutucu olan R134a, 1994'den itibaren taşıt iklimlendirme sistemlerinde kullanılmaya başlanmıştır.

R134a'nın ozon tabakasına olumsuz bir etkisi olmamasına rağmen küresel ısıtma potansiyeli 1430'dur (Lee ve Jung, 2012). Avrupa Birliği tarafından yayımlanan F-gaz Yönetmeliği'ne göre, 2017 yılından bu yana AB ülkelerinde pazarlanacak tüm yeni taşıtların iklimlendirme sistemlerinde küresel ısıtma potansiyeli 150'den büyük olan soğutucu akışkanların bulunması yasakladığından (EU, 2014), yeni sistemlerde R134a yerine onun alternatifleri kullanılmaya başlanmıştır. Bunlar, CO_2 ve Hidrofloroolefin (HFO) grubundan R1234yf soğutucu akışkanlarıdır. Ancak CO_2 kullanan soğutma çevrimlerinde özellikle kompresör çıkış basınçlarının R134a'ya göre son derece yüksek oluşu, mukavemet sorununa, soğutucu akışkan kaçaklarına ve düşük enerji verimliliğine neden olmaktadır. Ayrıca, yüksek basınçlarda çalışması nedeniyle CO_2 kullanan taşıt iklimlendirme sistemlerinin pahalı ve ağır oluşu, R1234yf soğutucu akışkanının çok daha yaygın olarak kullanılmasına neden olmuştur (Gungor ve Hosoz, 2024). Ancak R1234yf soğutucu akışkanının A2L grubundan hafif yanıcı oluşu nedeniyle (Zhang vd., 2018), özellikle kazalarda yangına neden olma riski bulunmaktadır.

İçten yanmalı motorlu araçlarda kullanılan iklimlendirme sistemlerinin kompresörleri, motor krank mili tarafından kayış-kasnak mekanizması aracılığla tahrik edilir. Bunlarda kompresör devri ve sistemin soğutma kapasitesi sabit olmayıp motor devrine bağlı olarak sürekli değişir. Bunun sonucunda, taşıt iklimlendirme sistemlerini klasik matematiksel modelleme tekniklerini kullanarak modellemek zor olup performanslarını belirlemek için genellikle deneysel çalışmalara ihtiyaç duyulur.

Taşıt iklimlendirme sistemleri genellikle geçici rejimde çalışsa da, bu alanda yapılan çalışmaların çoğunda sistemlerin sürekli rejim performansları araştırılmıştır. Montreal Protokolü sonrasında yapılan çalışmalarda, R12'ye alternatif olabilecek soğutucu akışkanların performansı, R12'li sistem performansı ile karşılaştırılmıştır. Jung vd. (1999), R12'ye alternatif olan soğutucu akışkanların taşıt iklimlendirme sistemlerindeki performanslarını deneysel olarak araştırmıştır. Joudi vd. (2003), R12 ve birkaç alternatif soğutucu içeren bir taşıt iklimlendirme sisteminin performans simülasyonu üzerinde çalışmıştır. Kaynakli ve Horuz (2003), optimum çalışma koşullarını bulmak için R134a kullanan deneysel bir taşıt iklimlendirme sistemi üzerinde testler gerçekleştirmiştir. Jabardo vd. (2002), değişken kapasiteli kompresöre sahip bir otomobil klima sisteminin sürekli rejimdeki simülasyon modelini geliştirmiştir. Tian ve Li (2005), değişken kapasiteli kompresör kullanan R134'lı bir otomobil klimasının sürekli rejim performans simülasyonu üzerinde çalışmıştır. Wongwises vd. (2006), çeşitli hidrokarbon soğutucular kullanan bir otomobil klimasının performans testlerini gerçekleştirmiştir. Alkan ve Hosoz (2010), R134a'lı ve termostatik genleşme valfli bir otomobil klimasının çeşitli performans parametrelerini sabit ve değişken kapasiteli kompresör durumları için deneysel olarak belirlemiş ve birbirleriyle karşılaştırmışlardır. Navarro-Esbri vd. (2013), dahili bir ısı değiştiriciye sahip bir buhar sıkıştırmalı soğutma çevriminin performansını R134a ve R1234yf kullanılması durumları için belirleyerek karşılaştırdılar. Yataganbaba vd. (2015), R134a yerine R1234yf ve R1234ze(E) kullanan tek ve çift buharlaştırıcılı basit bir buhar sıkıştırmalı soğutma sisteminin teorik enerji analizini gerçekleştirdiler. Qi (2015), çeşitli çalışma koşulları altında R1234yf'li bir taşıt iklimlendirme sisteminin performans iyileştirme potansiyellerini araştırdılar. Alkan ve Inan (2023), R1234yf'li bir otomobil iklimlendirme sisteminin performansına kompresör tipinin etkisini araştırmış ve hem sabit hem de değişken kapasiteli kompresör kullanım durumları için R1234yf'li sistemin soğutma tesir katsayısı (STK) değerinin, R134a'lı sistemden daha düşük olduğunu belirlemişlerdir. Aral vd. (2021), termostatik genleşme valfi ve sabit kapasiteli kompresöre sahip R1234yf'li bir otomobil klimasında, R134a'ya göre sistemin soğutma kapasitesinin ve STK'nın ortalama olarak sırasıyla %5.5 ve %11.9 daha düşük olduğu sonucuna ulaşmışlardır. Güngör ve Hoşöz (2024), termostatik genleşme valfli ve iç ısı değiştiricili deneysel bir otomobil iklimlendirme sisteminin R1234yf ve R134a kullanılması durumlarındaki performans parametrelerinin değerlerini belirlemişlerdir. R1234yf'li sistemin soğutma kapasitesi, ısı değiştirici olmaması ve olması durumları için ortalama olarak R134a'lı sisteme göre sırasıyla %12.9 ve %11.2 daha düşük çıkmıştır. Isı değiştirici olmayan R1234yf'li sistemde STK, R134a'lı

sisteme göre ortalama %5.3 daha küçük iken, ısı değiştiricinin çalıştırılmasıyla STK artmakta ve R134a'lı sistemden ortalama olarak %2.5 daha küçük olmaktadır.

Taşıt iklimlendirme sistemlerinin hassas matematiksel modellenmesi, sistemde kullanılan bileşenlerin geometrik parametreleri başta olmak çok sayıda özelliğinin bilinmesini, ayrıca soğutucu akışkan ve hava akımlarının sistemin her yerindeki termodinamik/transport özelliklerini tam olarak bilmeyi gerektirir ve bu bilgilere kolaylıkla ulaşılamayabilir. Ayrıca, matematiksel modellerde karmaşık diferansiyel denklemlerin çözümü gerekli olabilir. Matematiksel modellemeye bir alternatif olarak, taşıt iklimlendirme sistemleri daha az mühendislik çabasıyla yapay sinir ağları (YSA) gibi esnek bir hesaplama tekniği kullanılarak da modellenebilir. Bu yeni teknik, herhangi bir açık matematiksel gösterim gerektirmeden kendilerine sunulan verilerden uzmanlık çıkarma yeteneğine sahiptir. Daha sonra, verilen girdi koşulları altında çıktıları tahmin etmek için karmaşık sistemlerdeki fiziksel olayları kolayca modelleyebilir. Bu teknik, özellikle klasik modelleme teknikleri kullanılarak çözümü zor olan mühendislik problemlerinin çözümünde kullanılabilir.

İklimlendirme ve soğutma sistemlerinin YSA modellemesi üzerine çok sayıda çalışma bulunmaktadır. Kalogirou (2000), soğutma, ısıtma ve iklimlendirme sistemlerinde YSA'ların çeşitli uygulamalarını araştırmıştır. Hosoz ve Ertunc (2006), R134a'lı bir otomobil klimasının performansını tahmin etmek için YSA'ları kullanmışlar ve oldukça iyi tahmin sonuçları elde etmişlerdir. Atik vd. (2010), çeşitli kompresör hızlarında farklı soğutucu akışkan şarj miktarlarıyla çalışan bir taşıt iklimlendirme sistemi için bir YSA modeli geliştirmişler ve modelleri 0.945–0.994 aralığında korelasyon katsayıları ile sonuçlanmıştır. Kamar vd. (2013), soğutma kapasitesi, kompresör gücü ve STK tahmini amacıyla bir otomobil iklimlendirme sisteminin YSA modelini geliştirdiler. Geliştirdikleri model, %0.33–0.95 arasında ortalama bağıl hata ile sonuçlanmıştır. Tian vd. (2015), bir elektrikli araç iklimlendirme sisteminin performansını araştırdı ve sistemin çeşitli performans parametreleri için geliştirdikleri YSA modelleri, %0.92–2.71 aralığında ortalama bağıl hatalar ile sonuçlandı. Datta vd. (2019), otomobil iklimlendirme sisteminin çeşitli performans parametrelerini tahmin eden bir YSA geliştirerek %5.0–6.49 aralığında ortalama bağıl hata ile sonuçlanan tahmin sonuçları elde etmişlerdir. Benzer şekilde, Prabakaran vd. (2024) R1234yf'li bir taşıt iklimlendirme sisteminin
YSA modelini geliştirerek oldukça yüksek doğrulukla çeşitli performans parametrelerinin tahminlerini gerçekleştirmişlerdir.

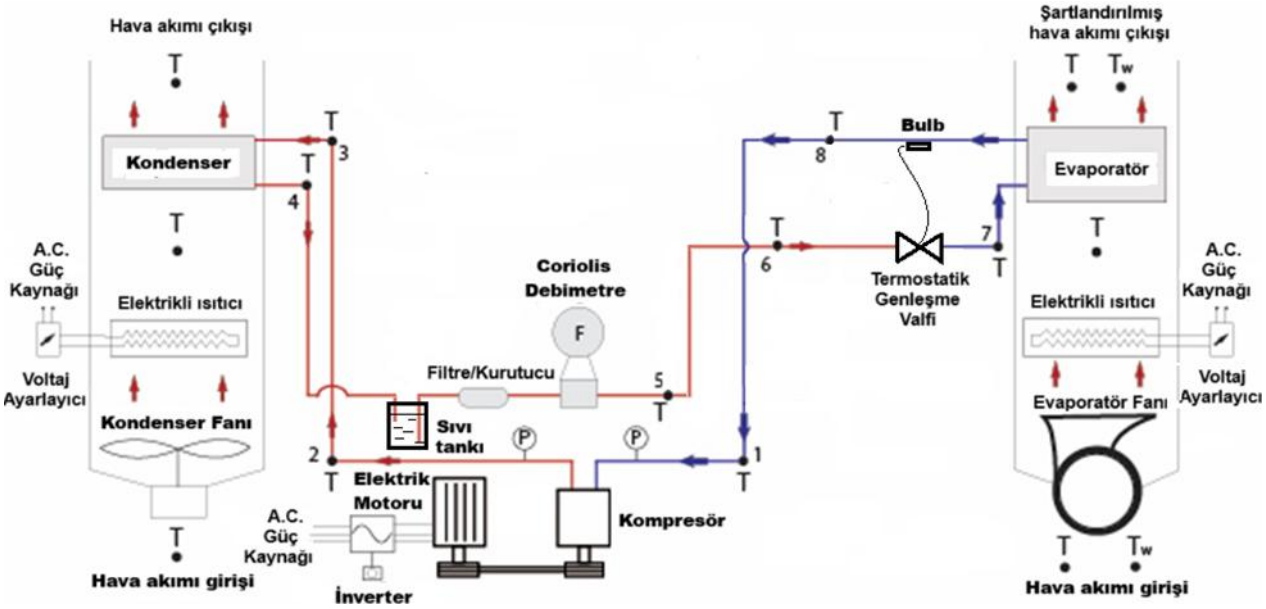
Yukarıda özetlenen literatür araştırmasından görüldüğü üzere, esnek hesaplama yöntemlerinden YSA tekniğini kullanarak taşıt iklimlendirme sistemlerinin performansını tahmin etmeyi amaçlayan birkaç çalışma mevcuttur. Ancak bu çalışmalar, genellikle R134a kullanan taşıt iklimlendirme sistemleri için yapılmıştır. Bu çalışmada, R134a'ya alternatif olarak R1234yf soğutucu akışkanı kullanan bir taşıt iklimlendirme sisteminin deneysel performansı, geniş bir çalışma koşulu aralığında yapılan testler ile belirlenmiştir. Daha sonra, test sonuçlarının bir kısmı kullanılarak sistemin YSA modeli geliştirilmiştir. Model geliştirmede kullanılmayan testlerin giriş koşulları için geliştirilen YSA modelinin tahmin sonuçları elde edilmiş ve deneysel sonuçlar ile karşılaştırılmıştır. Sonuçlar arasındaki uyum, çeşitli istatistiksel performans göstergeleri kullanılarak ortaya konmuştur.

MATERYAL VE METOD

Deneysel Taşıt İklimlendirme Sistemi

YSA modeli geliştirilen deneysel sistem, kompakt bir otomobilin iklimlendirme sisteminin bileşenlerinden oluşturulmuştur. Sistemde temel bileşenler olarak beş silindirli eğik plakalı kompresör, paralel akışlı mikro kanallı kondenser, lamine tip buharlaştırıcı, sıvı tankı, filtre/kurutucu ve termostatik genleşme valfi (TXV) bulunmaktadır. Ayrıca, istenilen çalışma koşullarında testleri gerçekleştirmek ve sistem performansını belirleyecek ölçümleri yapmak amacıyla ekstra bileşenler ve ölçüm cihazları kullanılmıştır. Deneysel sistemin devre şeması Şekil 1'de, fotoğrafı ise Şekil 2'de gösterilmiştir.

Deneysel sistemde kullanılan evaporatör ve kondenser, üzerlerinden geçen hava akımlarının gerekirse ısıtılarak istenen deney şartlarının sağlanabilmesi amacıyla 1 m uzunlukta hava kanalları içine yerleştirilmiştir. Testlerde evaporatör ve kondenser fanları 12 V doğru akım ile enerjilendirilmiş ve evaporatör ile kondenser çıkışlarında sırasıyla 0.112 ve 0.182 m^3/s olarak ölçülen hava debileri ile testler gerçekleştirilmiştir. Evaporatör fanı santrifüj tipte olup kondenser fanı eksenel tiptedir. Evaporatör ve kondenser girişlerinde istenen hava akımı sıcaklıkları, bu bileşenler öncesine monte edilen iki ayrı elektrikli ısıtıcıyla sağlanmış olup elektrikli ısıtıcılara gelen voltaj potansiyometreli bir voltaj ayarlayıcı ile değiştirilerek gerekli sıcaklıklar elde edilmiştir. Deneysel sistemde kullanılan kompresör, 4 kW gücündeki üç fazlı asenkron motor ile çalıştırılmıştır. Elektrik motoruna gelen alternatif akımın frekansı bir inverter (motor sürücü) aracılığıyla değiştirilerek kompresörün istenen devirde çalışması sağlanmıştır. Soğutma çevrimi bileşenlerini birbirine bağlayan boru hatları, ölçüm cihazlarının bağlanmasını kolaylaştırmak amacıyla bakırdan yapılmış olup çevrimde optimum performansı veren R1234yf şarj miktarı 2000 gram olarak belirlenmiş ve tüm testler bu miktar ile gerçekleştirilmiştir.



Şekil 1. Deneysel taşıt iklimlendirme sisteminin devre şeması.



Şekil 2. Deneysel taşıt iklimlendirme sisteminin fotoğrafı.

Sistem çalıştırıldığında, kompresöre gelen düşük basınçlı kızgın buhar halindeki soğutucu akışkanın basıncı ve sıcaklığı artmakta ve yüksek basınçta kızgın buhar fazında kompresörü terketmektedir. Kondenserde çevreye ısı veren soğutucu akışkan yoğuşmakta ve sıkıştırılmış sıvı halinde kondenseri terketmektedir. Soğutma yükünün az olup termostatik genleşme valfinin kapanarak debiyi düşürdüğü durumlarda ihtiyaç duyulmayan soğutucu akışkan, kondenser sonrasında yer alan sıvı tankında birikmektedir. Sıvı tankı çıkışında yer alan filtre/kurutucu, soğutucu akışkan içinde bulunabilecek kirleticileri tutmakta ve olabilecek nemi absorbe etmektedir. Termostatik genleşme valfine yüksek basınçta sıkıştırılmış sıvı olarak giren soğutucu akışkan, burada basınç düşümüne uğradıktan sonra düşük sıcaklıkta ıslak buhar halinde evaporatöre girmektedir. Evaporatörün dışından geçmekte olan hava akımından ısı alan soğutucu akışkan buharlaşmakta ve kızgın buhar halinde evaporatörü terketmektedir. Evaporatör çıkış sıcaklığını bulb yardımıyla devamlı algılayan termostatik genleşme valfi, her çalışma şartı altında evaporatör çıkışında belirli bir kızgınlık (superheat) değeri sağlanacak şekilde kısılıp açılarak çevrimdeki soğutucu akışkan debisini soğutma yüküne göre ayarlamaktadır. Evaporatörden çıkan soğutucu akışkan, kompresöre çekilerek çevrim devam etmektedir.

Kompresör devrinin ölçümü için, kasnak üzerine yapıştırılan parlak kağıttan yansıyan ışığın birim zamandaki yansıma sayısını ölçerek çalışan fotoelektrik takometre kullanılmıştır. Soğutucu akışkanın debisi, sıvı hattına filtre/kurutucu sonrasına monte edilen Coriolis debimetre ile kütlesel olarak ölçülmüştür. Evaporatör ve kondenser basınçları, kompresör giriş ve çıkışına monte edilen Bourdon manometreler ile ölçülmüştür. Soğutucu akışkan akımı sıcaklıkları ile hava akımlarının kuru ve yaş termometre sıcaklıkları, Şekil 1'de T ve T_w sembolleriyle gösterilen noktalardan K tipi termokupllar ile ölçülmüştür. Ölçülen değerler, 16 bit – 200 kHz bir data toplama sistemi aracılığıyla bilgisayara kaydedilmiştir. Hava akımı hızları, evaporatör ve kondenser çıkışlarında çok sayıda noktadan ölçülerek ortalaması alınmış ve bu bileşenlerden geçen ortalama hava hızları elde edilmiştir. Hava akımlarının hacimsel debileri ise, ortalama hava hızları ile kanal hava akış alanlarının çarpılması suretiyle elde edilmiştir.

Deney Prosedürü

Deneysel taşıt iklimlendirme sistemi, 1000 ile 2500 d/d arasında 500 d/d artışlarla dört farklı devirde test edilmiştir. Her kompresör devri için evaporatör hava giriş sıcaklığı ($T_{evap,hg}$), 25 °C ile 40 °C arasında 5 °C'lik artışlarla değiştirilmiştir. Kondenser hava giriş sıcaklığı ise ($T_{kond,hg}$), o testteki $T_{evap,hg}$ ile 40 °C arasında yine 5 °C'lik artışlarla değiştirilmiştir. Evaporatör girişindeki izafi nem ise %25 ile %64 arasında değişmiştir. Test koşulları bu şekilde değiştirilerek, toplam 58 adet sürekli rejim testi gerçekleştirilmiştir. Kompresör giriş ve çıkındaki soğutucu akışkan sıcaklıkları 3 dakika boyunca değişmediğinde, sürekli rejimin sağlandığı kabul edilmiş ve ölçümler alınmıştır. Test başladıktan sonra genellikle 10–15 dakika içinde sürekli rejim elde edilmiştir. Ölçülen basınç ve sıcaklık değerleri için soğutucu akışkanın termodinamik özellikleri, REFPROP (Lemmon vd., 2013) yazılımından elde edilmiştir.

Termodinamik Analiz

Deneysel taşıt iklimlendirme sisteminin soğutma kapasitesi, kompresör gücü, kondenserde atılan ısı ve soğutma tesir katsayısı, sisteminin önemli performans parametreleridir. Bu parametrelerin değerleri, soğutucu akışkanın kinetik ve potansiyel enerjilerindeki değişimler ihmal edilerek ve sistemin kompresör ile termostatik genleşme valfi dışındaki bileşenlerinde ve soğutucu akışkan hatlarında herhangi bir basınç düşümü olmadığı varsayımlarıyla, soğutma devresinin her bir bileşenine termodinamiğin birinci yasasını uygulanarak belirlenebilir. Bu durumda evaporatörün soğutma kapasitesi aşağıdaki denklemden bulunabilir:

$$\dot{Q}_{evap} = \dot{m}_{soğ}(h_8 - h_7) \quad (1)$$

Burada $\dot{m}_{soğ}\dot{m}_{soğ}$ soğutucu akışkanın kütlesel debisi olup *h*, soğutucu akışkanın entalpisini göstermektedir. Termostatik genleşme valfi adyabatik kabul edilirse, soğutucu akışkanın 7 ve 6 noktalarındaki entalpileri birbirine eşit olur. Yani,

$$h_7 = h_6$$
(2)

Adyabatik kompresör kabulüyle soğutucu akışkana verilen kompresör gücü aşağıdaki denklemden bulunabilir:

$$\dot{W}_{komp} = \dot{m}_{soğ}(h_2 - h_1)$$
(3)

Soğutucu akışkanın kondenserde yoğuşurken attığı ısı ise

$$\dot{Q}_{kond} = \dot{m}_{soğ}(h_3 - h_4)$$
(4)

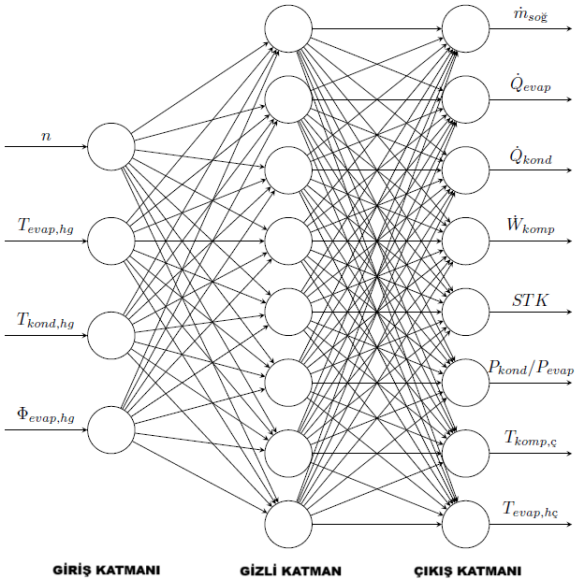
denkleminden bulunabilir. Son olarak sistemin enerji kullanım performansını gösteren soğutma tesir katsayısı, soğutma kapasitesinin kompresör gücüne oranlanmasıyla aşağıdaki denklemden elde edilebilir:

$$STK = \dot{Q}_{evap}/\dot{W}_{komp} \quad (5)$$

Yapay Sinir Ağlarıyla Modelleme

Yapay Sinir Ağları (YSA), insan biyolojik sinir sistemlerini taklit ederek, bu sistemlere benzer şekilde deneysel verilere dayalı bir öğrenme/eğitim prosedürünü içerir. YSA, karmaşık bir biçimde birbirine bağlı nöronlardan oluşur. Her nöronun birçok girişi olabilir ancak farklı ağırlık katsayılarıyla birbirine bağlı bir çıkışı vardır. Ağırlıklandırılmış girdiler bir bias ile birleştirilerek toplanır ve bir nöron çıkışı elde etmek için bir aktivasyon fonksiyonuna maruz bırakılır. Çok büyük çıktılardan kaçınmak için, aktivasyon fonksiyonları eşik fonksiyonu, sigmoid fonksiyonu veya hiperbolik tanjant fonksiyonu biçiminde seçilir. Nöronların çıktıları deneylerden gelen gerçek değerlerle karşılaştırılır ve daha sonra hatalar, geri yayılım algoritması aracılığıyla ağırlık katsayılarının değerlerini güncellemek için kullanılır. Bunun sonucunda geliştirilen ağ, istenen çıktıları elde etmek üzere eğitilmiş olur.

Bu çalışmada, hedeflenen YSA modelini geliştirmek için MATLAB Neural Network Toolbox (MATLAB, 2015) kullanılmıştır. Deneysel taşıt iklimlendirme sistemi için YSA mimarisi, giriş ve çıkış parametrelerinin adlarıyla birlikte Şekil 3'de şematik olarak gösterilmiştir.



Şekil 3. Deneysel taşıt iklimlendirme sistemine ait YSA modelinin yapısı

YSA modelinde, 4 giriş parametre vektörü ve bunlara karşılık gelen 8 çıkış parametre vektörü kullanmıştır. Her vektör, deneylerden elde edilen 58 girdiden oluşmuştur. İlişkili çıktılar için 4x41 boyutunda bir giriş matrisi eğitilmiş ve kalan verilere karşılık gelen 4x17 boyutunda bir giriş matrisi, test işlemi esnasında çıktı parametrelerini elde etmek için atanmıştır. YSA modelini eğitmek için, çok sayıda deneme ve yanılmadan sonra en iyi YSA performansını veren sekiz nöronlu bir gizli katman ve geri yayılıma dayalı güçlü bir optimizasyon tekniği olan Levenberg-Marquardt (LM) algoritması seçilmiştir. Bu algoritma, bias ve ağırlık değerlerini güncellerken LM yönteminden türetilen bir eğitim fonksiyonu kullanmıştır. LM algoritmasıyla uyumlu diğer parametreler, Tablo 1'de gösterildiği gibidir.

Tablo 1. YSA simülasyon parametreleri

YSA Parametreleri	İsimler ve değerler
Aktivasyon fonksiyonları	Tansig, purelin
μ değeri	0.001
Maks. döngü sayısı	50
Nöron sayısı	8
Hedef hata	1e-10
Eğitim algoritması	Levenberg-Marquardt

YSA Tahminleri için İstatistiksel Performans Göstergeleri

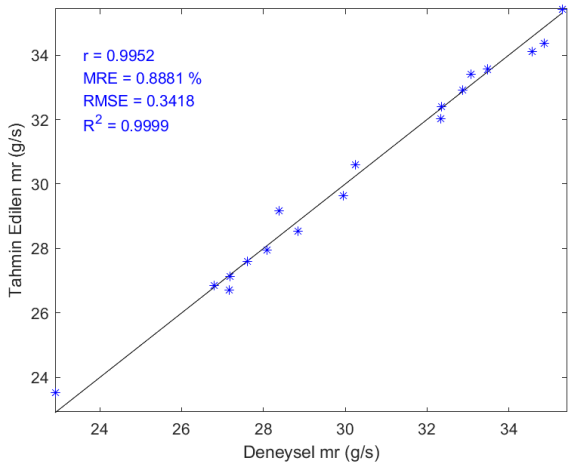
Geliştirilen YSA modelinin verdiği tahminlerin doğruluğu dört farklı istatistiksel performans göstergesi kullanılarak elde edilmiştir. Bunlar ortalama bağıl hata (MRE), Karelerin karekökü türünden ortalama hata (RMSE), korelasyon katsayısı (r) ve mutlak varyans kesridir (R^2). Bu göstergelerin matematiksel tanımları Hosoz ve Ertunc (2006)'da mevcuttur. MRE ve RMSE değerlerinin mümkün olduğunca sıfıra yakın olması, r ve R^2 değerlerinin ise 1'e yakın olması, tahminlerin doğruluğunu göstermektedir.

BULGULAR VE TARTIŞMALAR

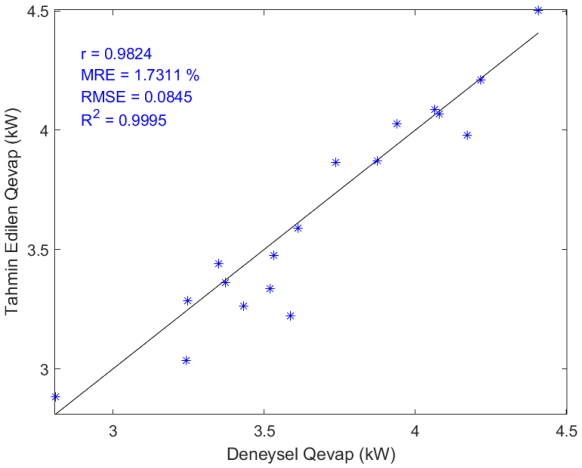
Deneysel taşıt iklimlendirme sisteminin YSA modelinin çeşitli performans parametreleri için verdiği tahmin sonuçları, deneysel sonuçlarla karşılaştırmalı olarak Şekil 4–11'de sunulmuştur. Tüm grafiklerde yapılan karşılaştırmalar, YSA modelinin geliştirilmesinde kullanılmayan test seti ile yapılmıştır. Grafiklerin ortasında yer alan düz çizgi, mükemmel tahmin durumunu göstermektedir. Grafik içindeki noktalar düz çizgiden uzaklaşması, YSA tahminlerinin kötüleştiği anlamına gelmektedir. Tüm grafiklerin üzerinde, istatistiksel performans göstergelerinin değerleri de verilmiştir.

Deneysel taşıt iklimlendirme sisteminin soğutma çevriminde dolaşan R1234yf soğutucu akışkanının debisi için YSA tahmin sonuçları ve gerçek değerler, Şekil 4'de gösterilmiştir. Tahminlerin korelasyon katsayısı 0.9952, ortalama bağıl hatası %0.8881, karelerin karekökü türünden ortalama hatası 0.3418 g/s ve mutlak varyans kesri 0.9999 olarak elde edilmiştir. Elde edilen sonuçlar oldukça iyi olsa da, eğitim veri setinde kullanılan deney sonuçlarının sayısının mevcut olandan daha fazla olması durumunda daha da iyi tahminlerin elde edilebileceği açıktır.

Deneysel taşıt iklimlendirme sisteminin soğutma kapasitesi için YSA tahmin sonuçları ve gerçek değerler, Şekil 5'de gösterilmiştir. Tahminlerin korelasyon katsayısı 0.9824, ortalama bağıl hatası %1.7311, karelerin karekökü türünden ortalama hatası 0.0845 kW ve mutlak varyans kesri 0.9995 olarak elde edilmiştir. Soğutucu akışkan debisine göre tahminlerin biraz kötüleşmesi, soğutma kapasitesi bulurken ölçümleri yapılan soğutucu akışkan debisi, basınç ve sıcaklık değerlerinin birlikte kullanılmasından dolayıdır. Bunlardaki ölçüm hataları nedeniyle eğitim setindeki hata oranları da artmakta ve bunların etkisi sonucu YSA'nın soğutma kapasitesi tahminindeki başarısı azalmaktadır.

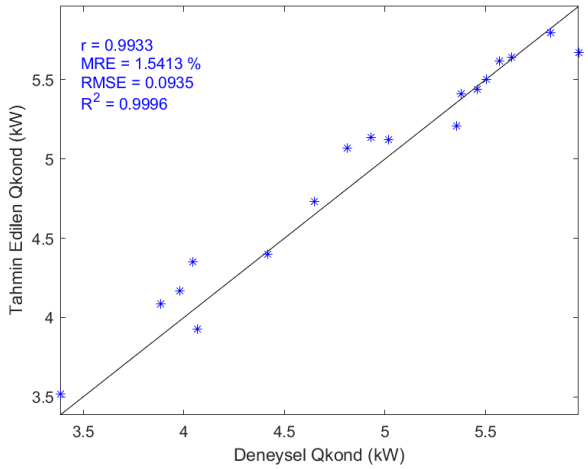


Şekil 4. YSA modelinin soğutucu akışkan debisi için tahminleri.



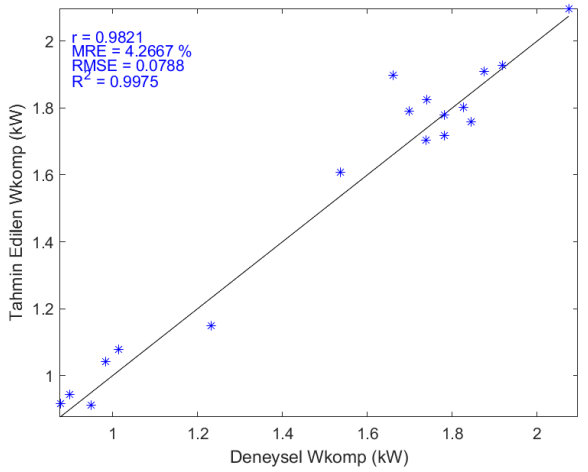
Şekil 5. YSA modelinin soğutma kapasitesi için tahminleri.

Taşıt iklimlendirme sisteminin kondenserinde atılan ısı için YSA tahmin sonuçları ve gerçek değerler, Şekil 6'da gösterilmiştir. Tahminlerin korelasyon katsayısı 0.9933, ortalama bağıl hatası %1.5413, karelerin karekökü türünden ortalama hatası 0.0935 kW ve mutlak varyans kesri 0.9996 olarak elde edilmiştir. Kondenserden atılan ısı tahminlerinin de soğutma kapasitesi tahminleri gibi çok iyi olmadığı görülmektedir. Bunun nedeni, büyük oranda soğutucu akışkan debisi, basınç ve sıcaklık ölçüm değerlerinin birlikte kullanılmasından kaynaklanan hatalardır. Bu hatalar sonucunda eğitim setindeki hata artmakta ve YSA, kondenserden atılan ısıyı çok iyi şekilde tahmin edememektedir.



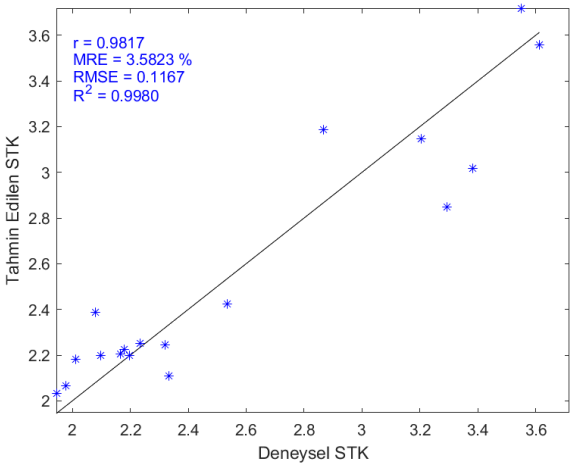
Şekil 6. YSA modelinin kondenserde atılan ısı için tahminleri.

Taşıt iklimlendirme sisteminin kompresöründe soğutucu akışkana verilen güç için YSA tahmin sonuçları ve gerçek değerler, Şekil 7'de gösterilmiştir. Kompresör gücü tahminleri için *r*=0.9933, MRE=%4.2667, RMSE=0.0788 kW ve R^2=0.9975 olarak bulunmuştur. Kompresör gücü tahminlerinin de soğutucu akışkan debisi tahminleri kadar iyi olmadığı görülmektedir.



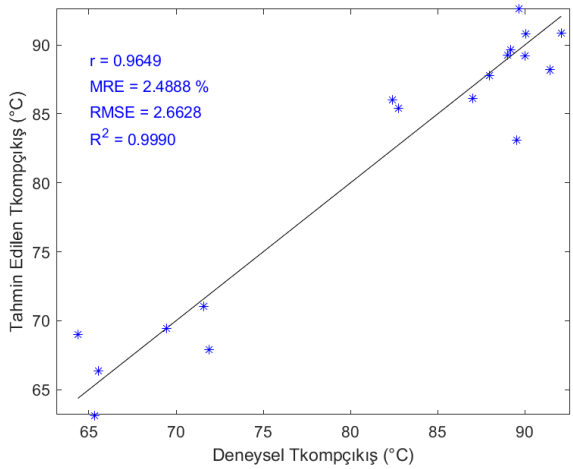
Şekil 7. YSA modelinin kompresör gücü için tahminleri.

Taşıt iklimlendirme sisteminin soğutma tesir katsayısı için YSA tahmin sonuçları ve gerçek değerler, Şekil 8'de gösterilmiştir. Soğutma tesir katsayısı tahminleri için *r*=0.9817, MRE=%3.5823 RMSE=0.1167 ve R^2=0.9980 olarak bulunmuştur. STK hesaplanırken soğutma kapasitesi ve kompresör gücüne ihtiyaç olmasından dolayı eğitim seti içindeki STK değerlerinde de yüksek hata oranları bulunmakta, bunun sonucunda STK tahminleri de çok iyi çıkmamaktadır.



Şekil 8. YSA modelinin soğutma tesir katsayısı için tahminleri.

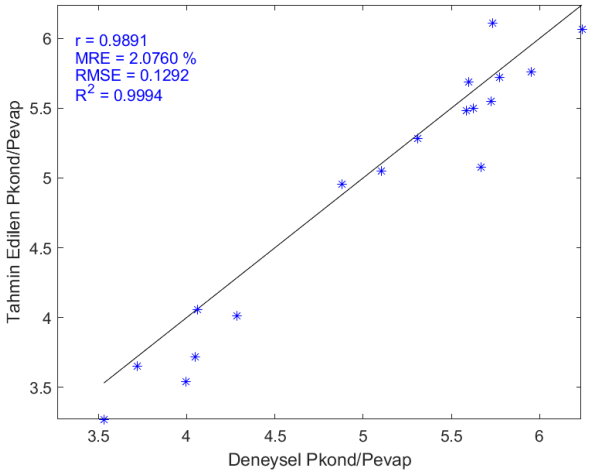
Taşıt iklimlendirme sisteminin kompresör çıkışındaki soğutucu akışkan sıcaklığı için YSA tahmin sonuçları ve gerçek değerler, Şekil 9'da gösterilmiştir. Bu tahminler için *r*=0.9649, MRE=%2.4888, RMSE=2.6648 °C ve R^2=0.9990 olarak elde edilmiştir. Soğutma çevriminin en yüksek sıcaklığa sahip noktası olan kompresör çıkış sıcaklığının yeterince yüksek olması, yani çevre havası sıcaklığı ile arasında yeterli farkın bulunması istenir. Kondenserde yeterli miktarda ısının atılması, ancak soğutucu akışkan ve hava akımları arasında yeterli sıcaklık farkının olmasıyla mümkün olur. Diğer taraftan, kompresör çıkış sıcaklığının aşırı yüksek olması durumunda kompresör yağının bu sıcaklıktan etkilenerek yağlayıcılık özelliklerini kaybetmesi tehlikesi bulunmaktadır.



Şekil 9. YSA modelinin kompresör çıkış sıcaklığı için tahminleri.

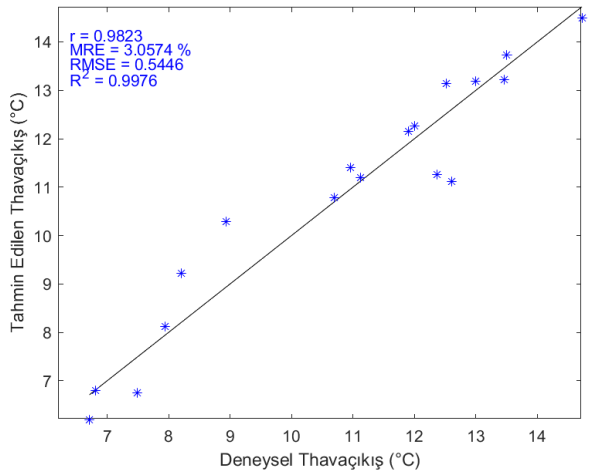
Taşıt iklimlendirme sisteminin kompresör çıkış ve giriş basınçlarının mutlak değerlerinin oranı için YSA tahmin sonuçları ve gerçek değerler, Şekil 10'da gösterilmiştir. Tahminlerin korelasyon katsayısı 0.9891, ortalama bağıl hatası %2.0760, karelerin karekökü türünden ortalama

hatası 0.1292 ve mutlak varyans kesri 0.9994 olarak elde edilmiştir.



Şekil 10. YSA modelinin basınçlar oranı için tahminleri.

Taşıt iklimlendirme sisteminin evaporatöründen çıkan şartlandırılmış hava akımının kuru termometre sıcaklığı için YSA tahmin sonuçları ve gerçek değerler, Şekil 11'de gösterilmiştir. Tahminlerin korelasyon katsayısı 0.9823, ortalama bağıl hatası %3.0574, karelerin karekökü türünden ortalama hatası 0.5446 °C ve mutlak varyans kesri 0.9976 olarak elde edilmiştir. YSA modelinin, şartlandırılmış hava akımı sıcaklığını oldukça doğru bir şekilde tahmin ettiği görülmektedir.



Şekil 11. YSA modelinin şartlandırılmış hava akımı çıkış sıcaklığı için tahminleri.

Şekil 4−11'de sunulan model tahminlerinin deneysel sonuçlar ile karşılaştırılması dikkate alındığında, deneysel taşıt iklimlendirme sistemi için geliştirilen YSA modelinin, sistemin performans parametrelerinin tamamını oldukça büyük bir doğrulukla tahmin edebildiği sonucuna ulaşılmaktadır. Elde edilen tahmin sonuçlarının yüksek doğruluğu, YSA yaklaşımının iklimlendirme sistemlerinin performans parametrelerini tahmin etmede kullanılabileceği anlamına gelmektedir.

SONUÇLAR

R1234yf kullanan deneysel bir taşıt iklimlendirme sistemi laboratuvar ortamında kurulmuş ve çalışma koşulları değiştirilerek sürekli rejim testleri yapılmıştır. Test sonuçları kullanılarak, taşıt iklimlendirme sisteminin çeşitli performans parametrelerinin tahmini amacıyla bir YSA modeli geliştirilmiştir. Tahmin sonuçları, YSA modelini geliştirmede kullanılmayan deneysel sonuçlarla karşılaştırılmış ve tahminlerin istatistiksel performansı korelasyon katsayısı, ortalama bağıl hata, karelerin karekökü türünden ortalama hata ve mutlak varyans kesri kullanılarak belirlenmiştir.

YSA tahminlerinin korelasyon katsayısı 0.9649–0.9952 aralığında, ortalama bağıl hatası %0.8881–4.2667 aralığında, mutlak varyans kesri ise 0.9975–0.9999 aralığında bulunmuştur. Tüm tahminler için karelerin karekökü türünden ortalama hata değerleri de hayli küçük çıkmıştır. Elde edilen oldukça iyi tahmin sonuçları, YSA yaklaşımının iklimlendirme sistemlerinin modellenmesinde ve çeşitli çalışma koşulları altındaki performanslarını tahmin etmede başarılı olarak kullanılabileceğini göstermiştir. YSA modellerinin geliştirilmesi için sadece sınırlı sayıda test sonucuna ihtiyaç duyulması, iklimlendirme sistemi imalatçılarını çok fazla sayıda test yapma zorunluluğundan kurtaracak, teorik modelleme çalışmalarının ağır yükünü azaltacaktır.

SEMBOLLER

h	Özgül entalpi [kJ/kg]
$\dot{m}_{soğ}$	Soğutucu akışkan kütlesel debisi [kg/s]
LM	Levenberg-Marquardt
MRE	Ortalama bağıl hata [%]
n	Kompresör devri [rpm]
P_{evap}	Evaporatör basıncı [bar]
$\dot{Q}_{kond}$	Kondenserde atılan ısı [kW]
r	Korelasyon katsayısı
R^2	Mutlak varyans kesri
RMSE	Karelerin karekökü türünden ortalama hata
STK	Soğutma tesir katsayısı
T	Sıcaklık [°C]
$T_{evap,hç}$	Evaporatör hava çıkış sıcaklığı [°C]
$T_{komp,ç}$	Kompresör çıkış sıcaklığı [°C]
T_w	Yaş termometre sıcaklığı [°C]
$\dot{W}_{komp}$	Kompresör gücü [kW]
YSA	Yapay sinir ağları
$\phi_{evap,hg}$	Evaporatör hava giriş izafi nemi [%]

KAYNAKLAR

Alkan A. ve Hosoz M., 2010, Comparative performance of an automotive air conditioning system using fixed and variable capacity compressors, *Int. J. Refrigeration*, 33, 487-495.

Alkan A. ve Inan M.S., 2023, Experimental investigation of the effects of compressor types on the performance of an automobile air conditioning system using R1234yf, *Int. J. Refrigeration*, 155, 58-66.

Aral M.C., Suhermanto M. and Hosoz M., 2021, Performance evaluation of an automotive air conditioning and heat pump system using R1234yf and R134a, *Science and Technology for the Built Environment*, 27, 44-60.

Atik K., Aktas A. ve Deniz E., 2010, Performance parameters estimation of MAC by using artificial neural network. *Expert Systems with Applications*, 37, 5436-5442.

Datta S.P, Das P.K. ve Mudhkopadhyay S., 2019, An optimized ANN for the performance prediction of an automotive air conditioning system, *Science and Technology for the Built Environment*, 25, 282-296.

EU, 2014, Regulation (EU) No 517/2014 of the European Parliament and of the Council of 16 April 2014 on fluorinated greenhouse gases and repealing Regulation (EC) No 842/2006, *Official Journal of European Union*, L 150/195.

Gungor U. ve Hosoz M., 2024, Performance comparison of a mobile air conditioning system using an orifice tube as an expansion device for R1234yf and R134a, *Science and Technology for the Built Environment*, 30, 588-598.

Gungor U. ve Hosoz M., 2024, R1234yf soğutucu akışkanı kullanan iç ısı değiştiricili bir otomobil klima sisteminin performansının R134a'lı sistem ile karşılaştırılması, *Uludağ Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Dergisi*, 29, 783-802.

Hosoz M ve Ertunc H.M., 2006, Artificial neural network analysis of an automobile air conditioning system, *Energy Conversion and Management*, 47, 1574-1587.

Jabardo J.M.S., Mamani W.G. ve Ianella M.R., 2002, Modeling experimental evaluation of an automotive air conditioning system with a variable capacity compressor, *Int. J. Refrigeration*, 25, 1157-1172.

Joudi K.A., Mohammed A.S.K. ve Aljanabi M.K., 2003, Experimental and computer performance study of an automotive air conditioning system with alternative refrigerants, *Energy Conversion and Management*, 44, 2959-2976.

Jung D., Park B. ve Lee H., 1999, Evaluation of supplementary/retrofit refrigerants for automobile air-conditioners charged with CFC12, *Int. J. Refrigeration*, 22, 558-568.

Kalogirou S.A., 2000, Applications of artificial neural-networks for energy systems, *Applied Energy*, 67, 17-35.

Kamar H.M., Ahmad R., Kamsah N.B. ve Mohamad Mustafa A.F., 2013, Artificial neural networks for automotive air-conditioning systems performance prediction, *Applied Thermal Engineering*, 50, 63-70.

Kaynaklı O. ve Horuz I., 2003, An experimental analysis of automotive air conditioning system, *Int. Commun. in Heat and Mass Transfer*, 30, 273-284.

Lee Y. ve Jung D., 2012, A brief performance comparison of R1234yf and R134a in a bench tester for automobile applications, *Applied Thermal Engineering*, 35, 240-242.

Lemmon E.W., Huber M.L. ve McLinden M.O., 2013, *Reference Fluid Thermodynamic and Transport Properties (REFPROP), Version 9.1, in NIST Standard Reference Database 23*, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg.

MATLAB, 2015, *Neural network toolbox user's guide,* The MathWorks, Inc, Natick, MA.

Navarro-Esbrí J., Mendoza-Miranda J.M., Mota-Babiloni A., Barragán-Cervera A. ve Belman-Flores J.M., 2013, Experimental analysis of R1234yf as a drop-in replacement for R134a in a vapor compression system, *Int. J. Refrigeration*, 36, 870-880.

Prabakaran R., Gomathi B., Jeyalakshmi P., Thangamuthu M., Lal D.M. ve Kim S.C., 2024, Low global warming potential R1234yf in a mobile air-conditioning system: a study on performance prediction using different machine learning approaches, *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*, 149, 14415-14432.

Qi Z., 2015, Performance improvement potentials of R1234yf mobile air conditioning system, *Int. J. Refrigeration*, 58, 35-40.

Tian C. ve Li X., 2005, Numerical simulation on performance band of automotive air conditioning system with a variable displacement compressor, *Energy Conversion and Management*, 46, 2718-2738.

Tian Z., Qian C., Gu B., Yang L. ve Liu F., 2015, Electric vehicle air conditioning system performance prediction based on artificial neural network, *Applied Thermal Engineering*, 89, 101-114.

UNEP, 1987, *The Montreal Protocol on Substances that Deplete the Ozone Layer*, United Nations Environment Programme.

Wongwises S., Kamboon A. ve Orachon B., 2006, Experimental investigation of hydrocarbon mixtures to replace HFC-134a in an automotive air conditioning system, *Energy Conversion and Management*, 47, 1644-1659.

Yataganbaba A., Kilicarslan A. ve Kurtbaş I., 2015, Energy analysis of R1234yf and R1234ze as R134a replacements in a two evaporator vapour compression refrigeration system, *Int. J. Refrigeration*, 60, 26-37.

Zhang Z., Wang J., Feng X., Chang L., Chen Y. ve Wang, X., 2018, The solutions to electric vehicle air conditioning systems: A review, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 91, 443-463.

DEVELOPMENT OF A REDUCED ORDER MODEL FOR PERFORMANCE EVALUATION OF TPMS HEAT EXCHANGERS

Alper Mete Genç*, Ongun Ege Değer, Ziya Haktan Karadeniz*****
*Bosch Thermotechnology, Manisa, Turkiye, alpermete.genc@tr.bosch.com
** İzmir Yüksek Teknoloji Enstitüsü, Enerji Sistemleri Mühendisliği, Gülbahçe, İzmir, ongunege09@gmail.com, haktankaradeniz@iyte.edu.tr

Özet: Bu çalışma, Üç Yönlü Periyodik Minimal Yüzey (ÜYPMY) geometrilerinin (Diamond, Gyroid, vb.) ısı değiştirici performansını değerlendirmek için indirgenmiş bir modelin (Reduced Order Model) geliştirilmesini ele almaktadır. ÜYPMY yapılar, yüksek yüzey alanı, mekanik dayanım ve optimize edilmiş ısıl-hidrolik verimlilikleri sayesinde geleneksel tasarımlara kıyasla üstün ısı transferi sağlamaktadır. Çalışmada, MATLAB tabanlı sayısal modelleme ile farklı ÜYPMY geometrileri karşılaştırılmış, elde edilen sonuçlar HAD (Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği) analizleri ile doğrulanmıştır. Sonuçlar, indirgenmiş modelin HAD ile yüksek uyum gösterdiğini ve daha hızlı, düşük maliyetli performans tahmini sunduğunu ortaya koymuştur. Diamond geometrisi en yüksek ısı transferini sağlarken, Gyroid geometrisi de yüksek verim ve düşük basınç kaybı avantajı sunmuştur. Farklı gözeneklilik, Reynolds sayıları ve süre koşullarında yapılan testler, ÜYPMY tabanlı ısı değiştiricilerin HVAC, nükleer teknoloji ve ileri mühendislik uygulamalarında yüksek potansiyele sahip olduğunu göstermektedir.
Anahtar Kelimler: ÜYPMY, HAD, HVAC, indirgenmiş model.

Abstract: This study focuses on the development of a Reduced Order Model for evaluating the performance of Triply Periodic Minimal Surfaces (TPMS) geometries (e.g., Diamond, Gyroid) in heat exchangers. TPMS structures, known for their high surface area, mechanical strength, and optimized thermo-hydraulic efficiency, outperform conventional designs in heat transfer. Using MATLAB-based numerical modelling, different TPMS geometries were compared, and the results were validated against Computational Fluid Dynamics (CFD) analyses. Findings show that the reduced model aligns closely with CFD results while offering faster and more cost-effective performance prediction. The Diamond geometry achieved the highest heat transfer rates, while the Gyroid geometry offered notable efficiency and low-pressure drop advantages. Tests under varying porosity, Reynolds numbers, and time conditions demonstrate the high potential of TPMS-based heat exchangers for HVAC, nuclear technology, and advanced engineering. applications.
Keywords: TPMS, CFD, HVAC, reduced order model

Introduction

Heat exchangers (HXs) are key elements that are widely utilized in various industries, such as energy systems, aerospace applications, cold plate electronic settings, and internal combustion engine systems, with a sole aim to improve thermal management optimization. Recent changes in additive manufacturing (AM) paradigms have significantly enhanced the design potentiality of HXs to produce complex geometrical shapes previously difficult and not possible to attain using traditional fabrication procedures (Dharmalingam et al., 2022). Among the newly synthesized geometrical shapes that are known to exhibit outstanding values of high specific surface areas, significant mechanical strength, and optimized thermohydraulic efficiency are the Triply Periodic Minimal Surfaces (TPMS) geometries (Tang et al., 2023).

The topological structures of triply periodic minimal surfaces (TPMS), like Gyroid, Diamond, and Schwartz Primitive, are distinguished through their continuous surfaces that divide space into two areas, consequently enhancing heat transfer and simultaneously inhibiting fluid mixing (Wang et al., 2023). Unlike traditional designs, heat exchangers with TPMS feature improved thermal dissipation through smoothly curved passages that drastically reduce dead areas, flow resistances, and fouling (Dharmalingam et al., 2022; Zhang et al., 2023). This geometrical parameter results in extremely effective convective heat transfer rates, reduced pressure losses, and increased mechanical strength in comparison with traditional heat exchanger designs.

Experimental and computational studies have clarified

the significant advantages of Triply Periodic Minimal Surfaces (TPMS) structures within the scenario of heat exchanger applications. Zhang et al. (2023) performed a comprehensive consideration of the anisotropic thermo-fluid properties inherent to Gyroid and Diamond TPMS configurations, and concluded that they exhibit a unique 45° symmetry in thermal transfer characteristics and fluid flow behaviors, which significantly affects their suitability in heat exchanger applications. Moreover, these studies highlighted that Gyroid structures develop significant pressure gradients at certain angular orientations, and consequently highlighted the crucial significance of orientation in practice deployment applications.

Liang et al. (2023) examined the effect of unit size on hydraulic and thermal characteristics of Schwartz-D heat exchangers and found that decreasing the unit size increases heat transfer effectiveness simultaneously with producing higher losses in pressure. These findings present the complex balance that needs to be struck between thermal effectiveness and flow resistance and present their key roles in maximizing heat exchanger configurations optimized specifically for certain uses.

Comparative studies of TPMS structures' convective heat transfer performance, namely Diamond, Gyroid, and Iwp, with respect to traditional fin-based heat sinks, were performed by Tang et al. (2023). Maximum enhancement in Nusselt number was observed in the Diamond configuration, illustrating maximum convective heat transfer efficiency due to the geometry-induced and fluid-wall interaction-induced turbulence. Compared to this, although the Gyroid geometry functioned slightly worse than the Diamond structure, it presented significant advantages with respect to traditional designs due to its unique channel structure, enhancing effective fluid mixing. (Genc & Karadeniz, 2024) examined that even at low Re numbers, Gyroid geometry creates vortex which causes turbulence in the flow, thus providing high heat transfer. This shows that Gyroid TPMS structures can be used in heat transfer applications.

The literature review in this work focused on the process of heat transfer through forced convection with the help of MATLAB modeling using Gyroid and Diamond geometric structures. Results illustrated a significant improvement in performance potential through the application of Triply Periodic Minimal Surfaces (TPMS), consequently validating their ability to provide better cooling systems with high-performance applications than traditional heat exchanger structures. In addition, we showcased empirical evidence related to Gyroid-based heat exchangers in a national-level conference in Turkey, consequently supporting their potential and operating features under various airflow and cycle duration conditions (Konuk et al., 2024). Following the initial results, further studies were carried out and reported in the National Climate Conference, focusing on the empirical evaluation of heat recovery efficiencies in ventilation systems in decentralization that utilize Schwarz Diamond TPMS and gyroid heat exchangers. Carried out with different flow rates and duration-based cycles, the experiments offered considerable evidence backing the claim that gyroid geometries exhibit higher heat recovery efficiencies than Diamond patterns and therefore hold potential for in-situ implementation in situations that require effective heat management (Konuk et al., 2024).

A similiar approach is taken by the (Brambati et al., 2024). They exhibit a single correlation, based on the results of a series of CFD simulations, to calculate the convective heat transfer coefficient for various fluids and different TPMS topologies and geometries. Through steady-state CFD simulations data they found within an acceptance range of ±20%, the predictive capability of the correlation is proved valid for three distinct TPMS topologies: Gyroid, Schwarz-Primitive, and Schwarz Diamond. It applies across a porosity range of 70% to 90%, considering various unit cell lengths and different fluids. Furthermore, the study presents the effect of viscous heating at high Reynolds numbers on the different topologies and compares the proposed correlation with existing ones. This study proves that for the steady-state approach, calculated correlations can converge to the CFD simulations results. Therefore, such correlations can be proposed to replace the transient CFD simulations in the future.

Furthermore, TPMS-based designs, like the ones illustrated in the work of Wang et al. (2023), exhibit significant potential applications in nuclear technology, specifically in Accelerator Driven Subcritical Systems (ADS). TPMS-based heat exchangers are particularly ideal in situations involving severe operational conditions and limited spatial accessibility due to their higher heat transfer efficiency and spatially compact structure dimensions. Through extensive numerical assessment complemented with experimental verification, it was found that TPMS-based heat exchangers significantly excel traditionally designed counterparts in achieving maximum heat transfer rates with minimal volumetric restrictions, making these highly favorable for applications in advanced industries.

In addition, the versatility of TPMS geometries with respect to additive manufacturing methodologies allows for careful control of parameters such as porosity, dimensionality, and texture of the surface, and therefore allows for tailoring to specific operating conditions and requirements. The inherent versatility inherent in the AM technologies coupled with the excellent thermal and mechanical qualities of TPMS geometries make these geometries transformative actors in the progression of sophisticated heat exchangers.

Despite these promising trends, the overall potential of TPMS-based heat exchangers remains to be widely explored. Lack of research in this area includes detailed

discussions related to the sustained stability of operation, fouling characteristics, and scalability of such devices to industrial applications. In addition to these, questions related to optimization of orientation and geometric variables and also related to anisotropic phenomena are crucial in optimizing their operating efficiency. Against this background, the current research intends to complement prevailing knowledge and previously established computational data with the aim of making a more thorough evaluation and optimization of thermal and fluid dynamics effectiveness related to TPMS geometrics. Specifically, we aim to expand our previous research related to forced convection through the combination of experimental validations and numerical studies under various operating conditions. This approach will help us to attain a more in-depth understanding of heat transfer effectiveness, flow resistances, and the general performance of TPMS-related heat exchangers with the aim of realizing more compact and more efficient thermal management systems.

Material and Method

The pre-design program developed by Genç et al. (2019) estimates the dimensions and performance of spherical packed-bed heat-recovery devices. Heat transfer is solved using a discrete-element approach that discretizes the system in both space and time. The geometry is partitioned into elements along the flow axis, and the spatial and temporal steps are chosen so that the fluid advances by exactly one element per time increment. At each step, the model computes the heat transferred from the fluid to the solid within the current element and the energy convected downstream to subsequent elements, thereby updating the temperature fields section by section along the device.

The calculation is advanced in time and space, and heat transfer that occurs along the entire system and therefore the temperature distributions on the fluid and solid sides are determined. In order to apply the discrete element method as outlined above to solve time-dependent heat transfer problems, it is necessary to be able to calculate the temperature of each element at any time algebraically. The most practical method for this is the lumped system approach. In this approach, the total heat storage amount stored in the solid is obtained by performing heat transfer analyses (Equation 1-3) according to the Biot<0.1 (Incroperea, 2006]). The lumped system approach is based on the assumption that the temperature in the solid is the same at every point at any time. This approach ignores the temperature distribution within an element of the system. However, this does not prevent the individual temperature calculations of the elements.

$$Bi = \frac{hL}{k} \tag{1}$$

$$\frac{\theta}{\theta_i} = \frac{T - T_\infty}{T_i - T_\infty} = exp\left[-\left(\frac{hA_s}{\rho Vc}\right)t\right] \tag{2}$$

$$\dot{Q}_{sp} = m_{sp} c_{sp} \frac{dT}{dt} \tag{3}$$

In addition to the lumped-capacitance approach, we incorporate a one-term (first-term) transient conduction solution to resolve time-dependent heat transfer with greater fidelity. This enhancement yields a new preliminary design tool that represents heat storage within the porous medium more accurately. For each geometry, the transient solid-phase problem is recast as an equivalent plane-wall formulation and solved using the one-term approximation. Heat storage and exchange in the solid are evaluated with an effective, area-averaged convective coefficient appropriate for porous media. The governing relations for the one-term method are summarized below. The Fourier number, Fo, quantifies the ratio of heat conducted within the body to the heat stored (see Equation (4)); higher Fo indicates faster thermal diffusion within the solid (Incropera, 2006).

The Fo number at any time t can be viewed as the ratio of the amount of heat transmitted at that moment to the amount of heat stored. The terms in the series solutions converge rapidly as time increases, resulting in an error of less than 2% for Fo> 0.2 when the first term of the series is taken, and all other terms are neglected (4).

$$Fo = \frac{\alpha t}{L^2} \tag{4}$$

$$\theta^* = \frac{\theta}{\theta_i} = \frac{T - T_\infty}{T_i - T_\infty} \tag{5}$$

The analytical solution obtained above for one-dimensional transient heat conduction in the Fourier approximation contains infinite series and implicit equations which are difficult to evaluate. Therefore, there is another way to simplify the analytical solutions and present the solutions in tabular or graphical form using simple relations. In this way, the solution is assumed to be correct for times τ>0.2 and the monomial approximation is used for cylinder, plane wall and sphere. The characteristic length in the definition of the Biot number is taken to be the half thickness L for the plane wall and the radius ro for the long cylinder and sphere instead of V/A used in the lumped system analysis.

In order to simplify the complex system, the calculated heat transfer surface area was transformed into a long plane wall (Figure 1). Equation (6) is used to calculate the temperature distribution on the long plane wall.

$$\theta_{wall} = \frac{T(x,t) - T_\infty}{T_i - T_\infty} = A_1 e^{-\lambda_1^2 \tau} \cos\left(\lambda_1 x / L\right) \tag{6}$$

Here, the constants A_1 and λ_1 are only functions of the number Bi. If Equation (7) is simplified for the

temperature distribution at the centre of the plane wall, the following equation is obtained:

$$\theta_{0,wall} = \frac{T(x,t) - T_\infty}{T_i - T_\infty} = A_1 e^{-\lambda_1^2 \tau} \quad (7)$$

Comparing the above two equations, it can be seen that the dimensionless temperatures anywhere in a plane wall are related to the centre temperature:

$$\frac{\theta_{wall}}{\theta_{0,wall}} = \cos(\lambda_1 x/L) \quad (8)$$

This shows that the time dependence of the dimensionless temperature within a given geometry is the same everywhere. That is, if the dimensionless centre temperature θ_0 drops by 20 per cent at a given time, the dimensionless temperature θ_0 anywhere in the medium also drops. When the number Bi is known, these relations can be used to determine the temperature anywhere in the medium. The determination of the constants A_1 and λ_1 usually requires interpolation (Incropera, 2006).

At the end of the transient heat conduction process, the temperature of the body changes from the initial temperature T_i to the ambient temperature T_∞. Therefore, the maximum amount of heat that a body can gain (or lose if $T_i > T_\infty$) is simply the change in the energy content of the body:

$$Q_{max} = mc_p(T_\infty - T_i) \quad (9)$$

Thus, Q_{max} represents the amount of heat transfer for $t \rightarrow \infty$. The amount of heat transfer Q at a finite time t is obviously less than this maximum, and it can be expressed as the sum of the internal energy changes throughout the entire geometry as:

$$\left(\frac{Q}{Q_{max}}\right)_{wall} = 1 - \theta_{0,wall}\frac{sin\lambda_1}{\lambda_1} \quad (10)$$

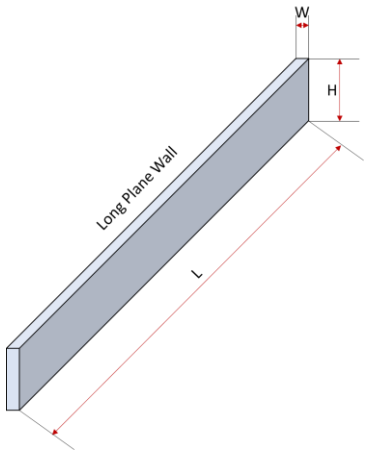


Figure 1: Long plane wall

Equation (6-10) is added to the MATLAB code previously prepared as pre-design. Thanks to the reduced model obtained, differences between geometries (such as heat transfer, heat storage, pressure drop) can be calculated without the need for analysis and the analysis cost is reduced. For this, only knowing the heat transfer surface area of the desired geometry will be sufficient. The schematic representation of the problem and its boundary conditions are shown in Figure 2.

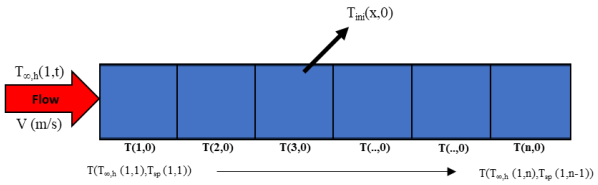


Figure 2: Schematic representation and initial and boundary conditions of the reduced model

Results and Discussions

In the reduced model, flat plate geometries with the same volume and surface area as the geometries created for the CFD model were created. In this way, an equivalent geometry is provided. Figure 3 shows the comparison of the total heat transfer amount occurring in the heat exchanger for Diamond, Gyroid, Primitive, and Honeycomb heat exchangers at a fixed porosity value at 25s. It is seen that the results obtained from the reduced model for each model are quite compatible with the results obtained from the CFD model. In addition, the highest heat transfer amounts are obtained for Diamond and Gyroid geometries with higher heat transfer areas. Although the heat transfer amounts vary between approximately 0.35 - 0.50 W for all geometries at low Reynolds numbers, this difference increases at high Reynolds numbers. It is obtained as 2.25 W and 2.10 W for Diamond and Gyroid heat exchangers, respectively. It is approximately 1 W for Primitive and Honeycomb heat exchangers.

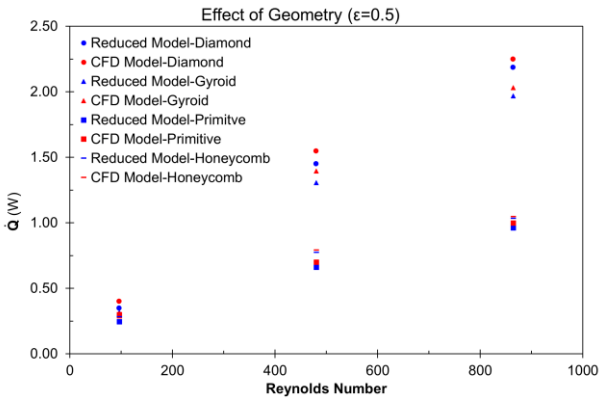
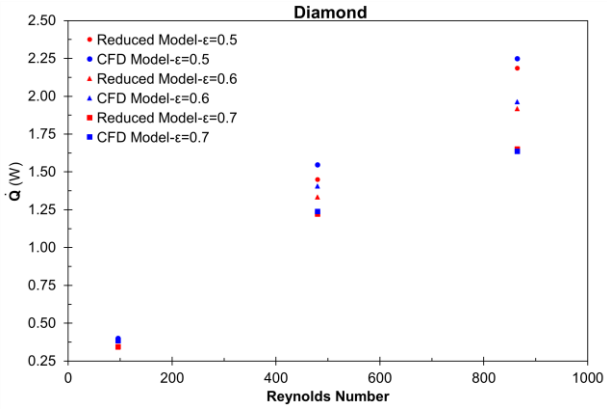
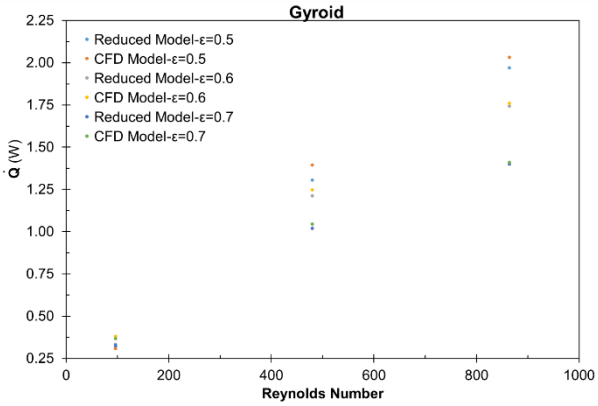


Figure 3: Comparison of reduced model and CFD model for all heat exchangers at 0.5 porosity.



(a)



(b)

Figure 4: Comparison of reduced model and CFD model for all porosity values (a) Diamond heat exchanger (b) Gyroid heat exchanger

Figure 4 a and b show the heat transfer amounts provided at the end of 25 s for the Diamond and Gyroid heat exchangers at different porosities and Reynolds numbers, respectively. First of all, it is seen that the results obtained from the reduced model and the CFD model are compatible for both heat exchangers regardless of porosity. In addition, the heat transfer amounts obtained increase with increasing Reynolds numbers. A higher heat transfer amount is provided for the Diamond heat exchanger with a higher heat transfer surface area. At the highest Reynolds number, this value is approximately 2.25 W for the Diamond heat exchanger, while it is around 2 W for the Gyroid heat exchanger.

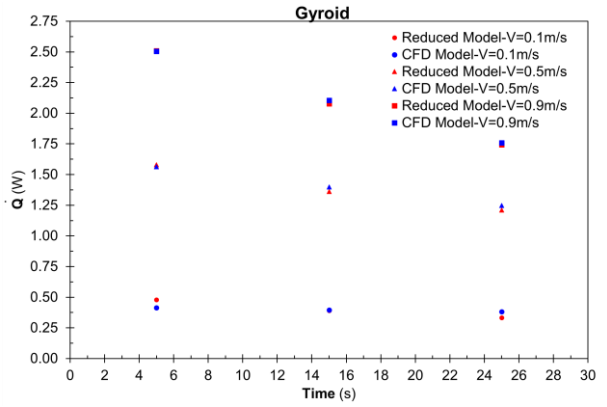


Figure 5: Comparison of reduced model and CFD model for Gyroid heat exchanger at 0.6 porosity.

Figure 5 shows the heat transfer amounts obtained at the end of 5 - 15 - 25 seconds for the Gyroid heat exchanger with a porosity value of 0.6, which is determined to be suitable for heat transfer applications such as HVAC systems according to the CFD model results. It is seen that the reduced model and CFD model results are quite compatible for the specified periods. It is seen that the amount of heat transfer stored in the system decreases with the progress of the period. The reason for this is that the heat stored in the heat exchanger is transferred to the fluid as the period increases.

With the overlap of the reduced model and the CFD model, it is concluded that the reduced model can be used for heat transfer applications as it provides faster results in understanding the system performance effects.

Conclusion

The reduced order model (ROM) developed in this study reproduces the key heat-transfer trends of the CFD benchmarks across TPMS heat-exchanger geometries—Diamond, Gyroid, Primitive, and Honeycomb—while offering a substantially faster, lower-cost path for early-stage screening and design space narrowing.

- **Model fidelity & speed:** For equivalent volume and heat-transfer surface area, the ROM matches the total heat transferred predicted by CFD, enabling rapid parametric sweeps before committing to expensive high-fidelity runs.
- **Geometry effects:** At low Reynolds numbers, all geometries cluster in the ~0.35–0.50 W band. As Reynolds number increases, performance separates: **Diamond ≈ 2.25 W** and **Gyroid ≈ 2.10 W** at the upper range, indicating Diamond's advantage for peak heat transfer and Gyroid's appeal where efficiency and lower pressure drop matter.
- **Porosity effects:** For Diamond and Gyroid tested at ε = 0.5/0.6/0.7, the expected trade-off between thermal performance and hydraulic loss is evident. **Gyroid at ε ≈ 0.6** emerges as a strong candidate for HVAC-type heat-recovery use, balancing heat-transfer efficacy with manageable pressure drop.
- **Transient behavior:** For Gyroid (ε = 0.6), results at 5–15–25 s show ROM–CFD agreement and a decreasing stored-heat contribution over longer periods, consistent with progressive energy release to the fluid and approach to steady conditions.

SYMBOLS

α	Thermal diffusivity [=m^2/s]
Bi	Biot number [=hL/k]

ε	Porosity [-]
Fo	Fourier number
H	Height [m]
L	Length [m]
Nu	Nusselt number [=hL/k]
Q	Amount of heat transfer [J]
Re	Reynolds numer [=VρD/μ]
T	Temperature [K]
t	Time [s]
τ	Time [-]
W	Width [m]
θ	Dimensionless temperature [-]

REFERANCES

Genc, A. M., Karadeniz, Z. H., Ekren, O., & Toksoy, M. (2019). A novel spherical packed bed application on decentralized heat recovery ventilation units. In *E3S Web of Conferences* (Vol. 111, p. 01012). EDP Sciences.

F.P. Incropera, D.P. Dewitt, T.L. Bergman, V.S. Lavine, Fundamentals of Heat and Mass Transfer, sixth ed., 2006.

Konuk, E. Y., Değer, O. E, Genç, A. M., Karadeniz, Z. H. (2024). XVI INTERNATIONAL HVAC&R TECHNOLOGIES
SYMPOSIUM

Konuk, E. Y., Değer, O. E, Genç, A. M., Karadeniz, Z. H. (2024). 5th National Climate Conference.

Genc, A. M., & Karadeniz, Z. H. (2024). INVESTIGATION OF FLOW AND HEAT TRANSFER PERFORMANCE OF GYROID STRUCTURE AS POROUS MEDIA. Isı Bilimi ve Tekniği Dergisi, 44(2), 351-358.

Dharmalingam, L. K., Aute, V., & Ling, J. (2022). Review of Triply Periodic Minimal Surface (TPMS) based heat exchanger designs. Proceedings of the International Refrigeration and Air Conditioning Conference at Purdue, Paper 2344. Purdue University. https://docs.lib.purdue.edu/iracc/2393/

Tang, W., Liu, H., Li, J., Wu, D., & Zhao, X. (2023). Analysis on the convective heat transfer process and performance evaluation of Triply Periodic Minimal Surface (TPMS) based on Diamond, Gyroid and Iwp. International Journal of Heat and Mass Transfer, 201, 123642.
https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2022.123642

Liang, D., Yang, K., Gu, H., Chen, W., & Chyu, M. K. (2023). The effect of unit size on the flow and heat transfer performance of the "Schwartz-D" heat exchanger. International Journal of Heat and Mass Transfer, 214, 124367. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2023.124367

Wang, J., Chen, K., Zeng, M., Ma, T., Wang, Q., & Cheng, Z. (2023). Assessment of flow and heat transfer of triply periodic minimal surface based heat exchangers. Energy, 282, 128806. https://doi.org/10.1016/j.energy.2023.128806

Zhang, T., Zhang, Z., Ma, T., & Wang, Q. (2023). Numerical study on the anisotropy in thermo-fluid behavior of triply periodic minimal surfaces (TPMS). International Journal of Heat and Mass Transfer, 215, 124541.
https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2023.124541

Brambati, G., Guilizzoni, M., & Foletti, S. (2024). Convective heat transfer correlations for Triply Periodic Minimal Surfaces based heat exchangers. Applied Thermal Engineering, 242, 122492.

ÇOKLU ÇARPAN HAVA JETLERİYLE SOĞUTMADA İÇBÜKEY ISI ALICININ ISI VE AKIŞ KARAKTERİSTİKLERİNİN DENEYSEL VE SAYISAL KARŞILAŞTIRILMASI

Rahmi ERDİN*, Altuğ KARABEY**
* Van Yüzüncü Yıl Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Makine Mühendisliği Bölümü
65080 Tuşba, VAN, rahmierdin89@gmail.com
** Van Yüzüncü Yıl Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makine Mühendisliği Bölümü
65080 Tuşba, VAN, akarabey@yyu.edu.tr

Özet: Çarpan jetle soğutma uygulamalarının kullanımı, ısı transferini kontrol edilebilme hedefiyle her geçen gün artmaktadır. Geniş yüzeylerden yüksek ısıların uzaklaştırılması için çarpan jet sistemleri hem maliyet hem de verimlilik yönünden yarar sağlamaktadır. Endüstride geniş kullanım alanlarına sahip olan çarpan jet çalışmaları, son yıllarda yapılan araştırma sayısındaki artışla dikkatleri üstüne çekmektedir. Bu çalışmada, içbükey ısı alıcı için çoklu çarpan jetle ısı transferinde ısı ve akış parametreleri incelenmiştir. İçbükey ısı alıcı analizleri için, üç farklı nozul çapı (D=25,32,40 mm), üç farklı lüle ısı alıcı mesafesinin nozul çapına oranı (H/D=6,7,8) ve 5-9 m/s arasında beş farklı jet hızı değeri kullanılmıştır. Çalışma sonucunda, nozul çapı, boyutsuz mesafe ve jet hızının ısı transferi özellikleri üzerindeki etkileri deneysel ve sayısal sonuçların karşılaştırılmasıyla araştırılmıştır. Kararlı halde, ortalama hedef yüzey sıcaklığı ölçülerek Nusselt sayıları hesaplanmış, ayrıca Reynolds sayısındaki değişiklikler de belirlenmiştir. Deneyler, Ansys Fluent yazılımı kullanılarak sayısal olarak da simüle edilmiştir. Sayısal sonuçları, deneysel verilerle karşılaştırmak için, en uygun olan k–ε realizable türbülans modelinden yararlanılmıştır. Deneysel ve sayısal sonuçlar Nu–Re diyagramları kullanılarak karşılaştırılmıştır. Sayısal ve deneysel sonuçlar karşılaştırıldığında, Reynolds sayısındaki ve nozul çapındaki artışla ortalama Nusselt sayısının doğru orantılı olduğu analiz edilmiştir. Nusselt sayısının, boyutsuz nozul mesafesinin artmasıyla da azaldığı gözlemlenmiştir. Deneysel ve sayısal bulguların tutarlı olduğu sonucuna varılmıştır.
Anahtar Kelimler: Çoklu çarpan jet, Isı transferinin iyileştirilmesi, İçbükey ısı alıcı

EXPERIMENTAL AND NUMERICAL COMPARISON OF HEAT AND FLOW CHARACTERISTICS OF CONCAVE HEAT SINK USING MULTI NOZZLE IMPINGEMENT AIR JET

Abstract: The use of impinging jet cooling applications is increasing every day with the aim of controlling heat transfer. For the removal of high heat from large surfaces, impinging jet systems provide benefits in terms of both cost and efficiency. Studies on impinging jets, which have wide applications in the industry, have attracted attention with the increase in the number of research conducted in recent years. In this study, heat and flow parameters are investigated in multi nozzle jet impingement heat transfer for concave heat sink. For the analysis of concave heat sinks, three different nozzle diameters (D=25,32,40 mm), three different ratios of the nozzle-to-heat sink distance (H/D=6,7,8), and five different jet velocity values ranging from 5-9 m/s were used. As a result of the study, the effects of nozzle diameter, dimensionless distance, and jet velocity on heat transfer characteristics were investigated by comparing experimental and numerical results. In the steady state conditions, Nusselt numbers were calculated by measuring the average target surface temperature, and changes in the Reynolds number were also determined. The experiments were also simulated numerically using Ansys Fluent software. To compare the numerical results with experimental data, k–ε realizable turbulence model, the most suitable model, has been utilized. Experimental and numerical results were compared using the Nu–Re diagrams. When comparing numerical and experimental results, it has been analyzed that the average Nusselt number is directly proportional to the increase in Reynolds number and nozzle diameter. It has been observed that the Nusselt number decreases with the increase in the dimensionless nozzle distance. It has been concluded that experimental and numerical data are consistent.
Keywords: Concave heat sink, Heat transfer enhancement, Multi-nozzle impingement jet.

GİRİŞ

Günümüzde yüksek elektrik tüketimi gerçekleştiren elektronik cihazlarda, enerji sistemlerinde ve ileri mühendislik uygulamalarında artan termal yükler, geleneksel soğutma yöntemlerinin sınırlarını zorlamaktadır. Termal yük altında çalışan elektronik elemanların çalışma sıcaklıklarının kontrol altında tutulması güvenilirlik açısından önemlidir. Elektronik sistemlerde ısınan elemanların soğutulmasında önemli olan, elemanların maksimum çalışma sıcaklıkları altında tutulmasıdır. Örneğin, mikro işlemcilerde çalışma sıcaklıklarının 55-75˚C altında olması, çalışma performansı açısından önemlidir (Öztekin, 2011). Bu nedenle, elektronik elemanların tasarım ve işletiminde uygun soğutma yöntemi kullanılarak termal kontrolün sağlanması gerekir (Arvasi, 2022). Günümüzde, özellikle küçük alanlarda yüksek ısı akılarının etkin bir şekilde uzaklaştırılmasına yönelik yenilikçi çözümler kritik önem taşımaktadır. Çarpan jetlerle soğutma, yüksek ısı transfer katsayıları ve lokal soğutma performansı nedeniyle bu alanda öne çıkan bir uygulama olarak kabul edilmektedir (Kınay, 2018). Elektronik cihazların soğutulması, cam, plastik ve metal malzemelerin yüzeylerinin işlenmesi, uçak kanatlarında oluşan buzlanmanın önlenmesi, türbin kanatlarının soğutulması ile tekstil, kağıt ve film gibi malzemeler ve çeşitli gıda ürünlerinin kurutulması çarpan jetle soğutma uygulamlarına ait en önemli endüstriyel uygulamalar arasındadır (Karabey ve Yorulmaz, 2025; Karabey ve Arvasi, 2023; Karabey vd, 2022). Yüzeyler üzerinde çoklu nozullarla yapılan çalışmalarda, akış dinamiği ve ısı dağılımı açısından homojen olmayan dağılımlarla karşılaşılmakta ve sistemlerin daha verimli olması talep edilmektedir. Bu durum, alternatif yüzey geometrilerinin araştırılmasını zorunlu kılmaktadır. İçbükey yüzeyler, jet akışının doğal olarak yüzey boyunca yayılmasını sağlayarak türbülansı artırabildiği ve daha homojen bir ısı transferi profili oluşturduğu bilinmektedir.

Yang vd. (1999), yarı dairesel içbükey bir yüzeyde çarpan jetlerle ısı transferini farklı lüle geometrileri kullanarak incelemişlerdir. Çalışmada, yuvarlak, dikdörtgen ve 2D konturlu üç farklı geometriye sahip lüleler kullanılarak deneysel bir çalışma yürütülmüştür. Sabit ısı akısı koşulu altında ısı transfer katsayılarını belirlemek için nozul çıkış Reynolds sayıları 5920-25500 aralığında ve nozul-yüzey mesafesi ½-20 aralığında belirlenmiştir. Serbest jetlerin geliştiği alanda ısı transfer karakteristiklerinin belirlenmesinde sıcak tel anemometresi kullanılmıştır. Çalışmada, farklı nozul şekilleri etkisinde, belirgin şekilde farklı akış ve ısı transferi karakteristikleri gözlemlenmiştir. İçbükey yüzeylerde, ortalama ısı transferi oranlarının eğriliğin etkisi nedeniyle düz plaka sonuçlarına göre daha fazla arttığı sonucuna ulaşılmıştır.

Poitras vd. (2017), içbükey yüzeye sahip bir boşluğa enjekte edilen bir jetin bazen kararsız hale gelebileceğini ve bunun boşluk içindeki akışın salınımlı veya dalgalı bir hareketiyle karakterize edilmesinden yola çıkarak, çalışmalarında, boşluk içindeki hız alanlarından , basınç katsayılarından ve içbükey yüzeydeki Nusselt sayısı dağılımlarından bu davranışın bazı özelliklerinin değişimini araştırmışlardır. Bu durum, altı farklı içbükey yüzey yapılandırması için farklı Reynolds sayılarında, laminer akışın kararsız sayısal simülasyonları kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Ayrıca, sayısal sonuçları doğrulamak için bazı yapılandırmalar imal edilerek PIV ölçümleri gerçekleştirilmiştir. Sonuçta, dört geometrik yapılandırma için akışın boşluk içinde salınımlı bir hareket gösterdiği sonucuna ulaşılmıştır. Bu davranışın, çıkış kanalları ile boşluğun içinde bulunan ana girdap yapısı arasındaki basınç farkıyla ilgili olabileceği öngörülmüştür. Buna karşın, salınımlı akışın frekansı ile kullanılan geometrik parametreler arasında net bir bağlantı kurulamamıştır.

Rakhsha vd. (2023), içbükey yüzeye etkiyen, darbeli akışa sahip çarpan jetlerde, lüle geometrisinin akış özellikleri ve ısı transferi üzerindeki etkisini incelemişlerdir. Çalışma, deneysel ve sayısal olarak gerçekleştirilmiştir. Nümerik çözümlemeler dairesel, eliptik, dikdörtgen ve kare geometriye sahip lüleler için gerçekleştirilmiştir. Çözümlemeler, 25 Hz ile 100 Hz arasındaki frekans aralıkları, 7000 jet Reynolds sayısı ve 2 ile 5 arasındaki boyutsuz mesafeler için analiz edilmiştir. Sayısal sonuçlar, deneysel sonuçlarla ve önceki çalışmalarla tutarlı bir uyum göstermiştir. Buna göre, nozulun geometrisi ile debi arasında soğuma verimliliğini etkileyen ilişki kurulmuştur. Ayrıca, nozulun en-boy oranının artmasıyla birlikte ortalama Nusselt sayısı azalmıştır. 100 Hz frekansta darbeli jet akışı üretildiğinde, dairesel/kare ve eliptik/dikdörtgen jetler için ortalama Nu sayısı sırasıyla %22 ve %15 artmıştır. Genel olarak, darbeli jet akışının, kararlı çarpan jet akışıyla karşılaştırıldığında, düşük frekanslarda Nusselt sayısının azalmasına ve yüksek frekanslarda artmasına neden olduğu ifade edilmiştir. Düşük frekanslarda, dairesel jetin ortalama Nusselt sayısı, kare ve eliptik jetlerin ortalama Nusselt sayısına kıyasla önemli ölçüde azalmıştır. Buna karşın, yüksek frekanslarda, dairesel jetin diğerlerine göre daha yüksek ortalama Nusselt sayısı değerlerine sahip olduğu görülmüştür. Jet ile içbükey yüzey arasındaki mesafe arttıkça, lüle şeklinin ortalama Nusselt Sayısı üzerindeki etkisi azalmıştır.

Yang vd. (2017), NACA0015 kanat profilinin ön kenarının içbükey yüzeyinde sonic çarpan jetlerin ısı transferi özelliklerini araştırmak için birleşik deneysel ve nümerik çalışma gerçekleştirmişlerdir. jet eğim açısının (θ) 0°'dan 30°'ye, H/d oranının 10'dan 25'e, S/d oranının 20'den 35'e ve lüle çapının 2 mm'den 5 mm'ye kadar değişen değerleri için, çarpma bölgesindeki yerel/ortalama Nusselt sayısı dağılımları ve akış yapısı analiz edilmiştir. Sekiz farklı türbülans modelinin uygunluğu araştırılmıştır. Akım çizgileri ve duraklama noktası çevresindeki hız dağılımları da sayısal analiz yoluyla elde edilmiştir. Sayısal analize ait sonuçlar ile

deneysel sonuçlar karşılaştırıldığında, yerel ve ortalama Nuselt sayılarının, H/d = 10, S/d = 30 ve θ = 15° şartlarında arttığı sonucuna varılmıştır. Çoklu çarpan jet ısı transfer kapasitesinin, uygun geometrik yapı değişkenleri belirlenirse artırılabileceği ve jet çaplarının artırılmasının, uçakların buzlanma önleyici sisteminde ısı transfer performansını önemli ölçüde artırmayabileceği ifade edilmiştir.

Rezaei vd. (2024), vortex tabanlı akışkan osilatör tarafından üretilen osilasyonlu jetlerin, geleneksel akışkan osilatör ve sabit osilasyonsuz jet ile sıcak bir içbükey yüzeye çarpması durumunda soğutma performansını sayısal olarak araştırmışlardır. Fluent 2023R2 yazılımında, k–ω SST modeli kullanılarak değişken Reynolds sayılarında ve boyutsuz mesafelerde ısı ve akış karakteristikleri incelenmiştir. Her iki osilatörün performansları, hız, sıcaklık ve Nusselt sayısı parametrelerine göre değerlendirilmiştir. Sonuçlar, vortex tabanlı akışkan osilatörünün, yenilikçi bir akışkan osilatör türü olarak, daha küçük boyutu ve daha yüksek çalışma frekansı sayesinde ısı transferini artırarak ve basınç düşüşünü azaltarak geleneksel akışkan osilatörlerinden daha iyi performans gösterdiğini ortaya koymuştur. Bulgular, yeni vortex tabanlı akışkan osilatörün endüstriyel soğutma uygulamalarında geleneksel osilatörlerin yerini alma konusunda önemli bir potansiyele sahip olduğunu göstermiştir.

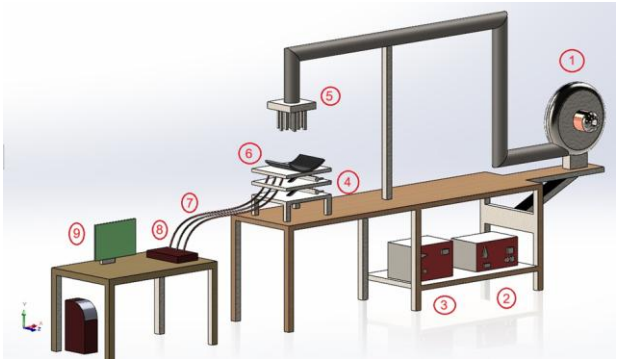
Hadipour ve Zargarabadi (2018), içbükey yüzeyde, küçük jet-yüzey mesafelerinde çarpan jetin akış ve ısı transferi özelliklerini deneysel ve sayısal olarak analiz etmişlerdir. Silikon kauçuk ısıtıcı mat kullanılarak, içbükey yüzeye 2000 W/m² sabit ısı akısı uygulanmıştır. Kararlı halde, içbükey yüzeyin sıcaklık dağılımı kızılötesi kamera ile ölçülmüştür. Deneysel çalışmada, 24 mm jet çapı ve 12 cm yarıçaplı silindirik yüzey kullanılmıştır. Akış ve ısı transferi özelliklerinin incelenmesi, farklı jet Reynolds sayıları (10.000–35.000) ve çeşitli lüle çapları (18–30 mm) için gerçekleştirilmiştir. Küçük jet-yüzey mesafeleri (H/D < 1.0) için hız ve Nusselt sayısı dağılımları, büyük jet-yüzey mesafeleri (H/D ≥ 1.0) ile karşılaştırılmıştır. Sayısal sonuçlar ile deneysel veriler arasındaki karşılaştırmalar, SST k-ω modeli tarafından yapılan sayısal analizlerin hız ve ortalama Nusselt sayılarını oldukça iyi tahmin ettiğini doğrulamıştır. Deneysel ve sayısal sonuçlar, küçük lüle-yüzey mesafesine sahip jetlerin (H/D = 0.1, 0.2 ve 0.4) büyük lüle-yüzey mesafesine sahip jetlere (H/D = 1.0, 2.0 ve 4.0) kıyasla daha iyi ısı transferi sağladığını doğrulamıştır. Ortalama Nusselt sayısının korelasyonlu denklemler, küçük (H/D < 1.0) ve büyük (H/D > 1.0) jet-yüzey mesafeleri için elde edilmiştir.

Bu çalışma, çoklu nozullara sahip çarpan jet sisteminin içbükey bir ısı alıcı yüzeyle entegrasyonunu inceleyerek, termal direncin azaltılması, akış modellerinin incelenmesi ve enerji verimliliğinin iyileştirilmesi üzerine odaklanmaktadır. Literatürde içbükey ısı alıcı geometrilerinin çoklu jet sistemleriyle kombinasyonunun sınırlı sayıda çalışılmış olması, bu araştırmanın temel motivasyonunu oluşturmaktadır. Sayısal simülasyonlar (CFD) ve deneysel validasyon yöntemleri kullanılarak, lüle çapı, akış hızı ve boyutsuz mesafe parametrelerinin termal-hidrodinamik performans üzerindeki etkileri sistematik olarak analiz edilmiştir. Bu çalışma, endüstriyel soğutma sistemlerinden mikroelektronik paketlemeye kadar geniş bir uygulama yelpazesinde yüksek performanslı termal yönetim çözümlerine katkı sağlamayı hedeflemektedir.

MATERYAL ve METOT

Çalışmada, düz yüzeye sahip içbükey ısı alıcı için çoklu çarpan jetle ısı transferinde ısı ve akış parametreleri incelenmiştir. Deneylerde, düz yüzeye sahip içbükey ısı alıcı analizleri için, üç farklı nozul çapı (D=25,32,40 mm), üç farklı lüle-ısı alıcı mesafesinin nozul çapına oranı (H/D=6,7,8) ve 5-9 m/s arasında beş farklı jet hızı değeri kullanılmıştır. Deneyler sonucunda, nozul çapı, boyutsuz mesafe ve jet hızının ısı transferi özellikleri üzerindeki etkileri araştırılmıştır. Kararlı halde, ortalama hedef yüzey sıcaklığı ölçülerek Nusselt sayıları hesaplanmış, ayrıca Reynolds sayısındaki değişiklikler de belirlenmiştir. Sonuçlar, Ansys Fluent yazılımı kullanılarak sayısal olarak da analiz edilmiştir. Sayısal sonuçları, deneysel verilerle karşılaştırmak için, en uygun olan k–ε realizable türbülans modelinden yararlanılmıştır. Deneysel ve sayısal sonuçlar Nu–Re diyagramları kullanılarak karşılaştırılmıştır. Sayısal ve deneysel sonuçlar karşılaştırıldığında, Reynolds sayısındaki ve nozul çapındaki artışla ortalama Nusselt sayısı analiz edilmiştir. Nusselt sayısının, boyutsuz nozul mesafesiyle değişimi incelenmiştir.

Deneyler Şekil 1'de görülen çoklu çarpan jet deney düzeneğinde gerçekleştirilmiştir. Sistem esas olarak alüminyumdan imal edilmiş ve boru şeklinde bir çelik çerçeve kullanılarak desteklenmiştir. Sistem, çoklu çarpan jet sistemi, data-logger veri kaydedici termografi sistemi, içbükey ısı alıcı, esnek seramik ısıtıcı ve termal olarak yalıtılmış bir bölümden oluşturulmuştur. Veriler bir bilgisayara aktarılarak hesaplamalarda kullanılmıştır.



Şekil 1. Deney sisteminin görünüşü.
(1) Fan, (2) Regülatör, (3) Varyak, (4) Kriko, (5) Çoklu çarpan jet lüleleri, (6) İçbükey ısı alıcı, (7) Isıl çiftler, (8) Veri kaydedici, (9) Analiz bilgisayarı.

Çoklu çarpan jet sistemi, aynı çapta 9 nozul, eksenel akışlı fan ünitesi, kelebek vana ve redüksiyonlardan oluşmaktadır. Soğutma havası fan yardımıyla sağlanmıştır. Deney düzeneğinde, ölçümlerin yapıldığı bölüm; kriko, ısıtma ünitesi, taban plakası ve içbükey ısı alıcıdan oluşmaktadır. H/D boyutsuz mesafeleri, ısıtma ünitesinin altındaki bir kriko ile kontrol edilmiştir. Esnek seramik ısıtma ünitesi ve içbükey ısı alıcıdan oluşan kurulum, 340 mm genişliğe, 340 mm uzunluğa ve 170 mm yüksekliğe sahip olacak şekilde dizayn edilmiştir. Isıtma ünitesi esas olarak bir elektrikli ısıtıcı, 50 mm kalınlığında bir ateş tuğlası ve ısı yalıtımından oluşmaktadır. Ateş tuğlası üzerine esnek seramik elektrikli ısıtıcı yerleştirilmiştir. Belirlenen deney şartlarına göre, test elemanlarına 2100 W/m^2 değerinde sabit ısı akısı verilmiştir. Isıtıcıya elektrik gücü girişi, test plakası boyunca sabit bir ısı akısı elde etmek için bir varyak transformatörü kullanılarak kontrol edilmiştir.



Şekil 2. İçbükey ısı alıcı.

Çalışmada içbükey ısı alıcı alüminyumdan (Al 1050) imal edilerek, 310 mm uzunluk, 310 mm genişlik ve 5 mm yüksekliğe sahip olacak şekilde deneylerde kullanılmıştır. İçbükey ısı alıcı deney şartlarına göre 0,6 eğim oranında (R/l) hazırlanmıştır. Ortalama yüzey sıcaklığını belirlemek için on beş adet termokupl ısı alıcı üzerine dağıtılırken, 2 adet ortam sıcaklığını izlemek ve 1 adet hava sıcaklığını ölçmek için kullanılmıştır. Termokupların ölçümleri, veri toplama kartı (Ordel UDL100 Datalogger ve SBA200 sinyal dönüştürücü) aracılığıyla bilgisayara aktarılmış ve ortalama yüzey sıcaklığı, test yüzeyinin kararlı durumda ölçülmüştür. Sistemin kararlı hale gelmesi için deney düzeneği 190-200 dakika çalıştırılmıştır. Ortalama hızlar, bir Testo 405i anemometre kullanılarak lüle çıkışının merkezinde ölçülmüştür.

Deneysel Analizler ve Hesaplamalar

Isı transferi karakteristiklerini etkileyebilecek olduğu düşünülerek seçilen kontrol edilebilir parametreler ve bu parametrelerin deneylerde incelenen değerleri Tablo 1'de sunulmuştur.

Tablo 1. Deneylerde incelenen parametreler

Deneysel Parametreler						
	Parametreler	**Seviye-1**	**Seviye-2**	**Seviye-3**	**Seviye-4**	**Seviye-5**
A	Boru Çapı (mm)	25	32	40	-	-
B	Boyutsuz Mesafe (h/d)	6	7	8	-	-
C	Hava Hızı (m/s)	5	6	7	8	9
D	Isı Akısı (Watt)	200	-	-	-	-

Kararlı durum için test elemanından transfer edilen ısı miktarı aşağıdaki şekilde ifade edilebilir:

$$Q_{tot} = Q_{conv} + Q_{rad} + Q_{cond} \quad (1)$$

$$\dot{Q}_{conv} = \dot{m} C_p (T_{out} - T_{in}) = V^2/R = VI \quad (2)$$

Ayrıca sistemde karalı halde taşınım miktarı;

$$Q_{conv} = h_{ave} A_s (T_{yave} - T_{jet}) \quad (3)$$

Benzer çalışmalarda (Tahat 1994, Tahat 2000, El-Sayed 2002, Chen ve Shu 2003) test yüzeyden, radyasyonla ısı kayıplarının sisteme toplam elektrik girdisinin %0.5'i kadar olduğu belirtilmiştir. Ayrıca çalışılan sıcaklıklar çok yüksek sıcaklıklar olmadığı için ışınımla meydana gelecek kayıplar ihmal edilmiştir. Bu durumda Eşitlik 1 aşağıdaki şekle dönüşmüştür:

$$Q_{total} = Q_{conv} \quad (4)$$

Eşitlik 1, 2 ve 3'ten ortalama ısı transfer katsayısı aşağıdaki gibi ifade edilir:

$$h_{ave} = \frac{Q_{conv}}{A_s (T_{yave} - T_{jet})} \quad (5)$$

Literatürdeki çalışmalar incelendiğinde ısı transferi yüzey alanı için hem projeksiyon alanı hem de toplam ısı transferi alanı kullanılmaktadır. Çalışmada toplam ısı transferi alanı kullanılmıştır. Alan, toplam ısı transfer yüzey alanını ifade etmektedir ve aşağıdaki şekilde tanımlanabilmektedir:

$$A_s = W\ L \quad (6)$$

Eşitlikte 'W', içbükey ısı alıcının taban genişliğidir. 'L' içbükey ısı alıcının sahip olduğu yay uzunluğudur.

Çalışmadan elde edilen sonuçlarda değerlendirme ölçütü olarak Nusselt (Nu) sayısı dikkate alınmıştır. Nusselt sayısı hesaplanırken çoklu lüle sisteminde kullanılan lülenin iç çap değeri esas alınmıştır. Boyutsuz bir büyüklük olan Nusselt sayısı (Nu), aşağıdaki denklem kullanılarak hesaplanmıştır:

$$Nu = \frac{hD_h}{k} \quad (7)$$

Türbülanslı akışta lüle kesiti boyunca akışkan hızının ortalaması hesaplandığı zaman lüle merkezinde ölçülmüş

olan hıza ait değerden yararlanılmaktadır. Akışkan hızının kesit alan içerisindeki ortalama değeri aşağıdaki denklem hesaplanmıştır:

$$U_{ave} = 0{,}817 U_0 \quad (8)$$

Reynolds sayısı aşağıda belirtilen eşitlik ile hesaplanmıştır;

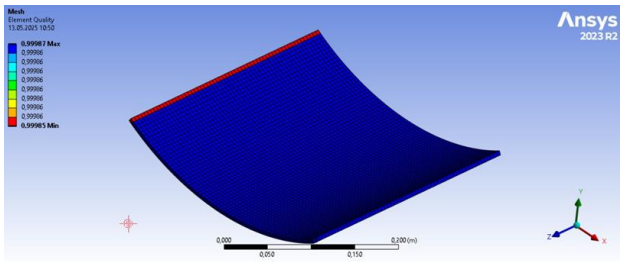
$$Re = \frac{\rho U_{ave} D_h}{\mu} \quad (9)$$

Eşitlikte akışkanın lüle kesitinde ulaştığı ortalama hız 'U_{ort}' olmaktadır ve termofiziksel özellikler ise akışkanın lüle çıkış bölgesi dikkate alınarak hesaplamalarda kullanılmıştır.

Sayısal Analizler ve Hesaplamalar

HAD analizlerinde; spectral yöntem, sonlu farklar, sonlu elemanlar, sonlu hacimler çözümleme tekniklerinden biri kullanılarak analizler gerçekleştirilir. Fluent, sonlu hacimler metodunu kullanan bir HAD yazılımıdır. Fluent, yeni nesil teknolojiyi kapsayan ticari HAD yazılımı olmasıyla kullanıcıların sorunlarına kolay ve kısa zamanda çözümler üreterek zamandan ve paradan kazanç sağlamaktadır.

HAD analizleri genellikle üç aşamadan oluşur. Bu aşamalar sırasıyla; katı model ve sayısal ağ tabakası oluşturulması, sınır şartları ve çözüm ayarlarının tanımlanması, çözümün yapılması, sonuçların işlenmesi ve yorumlanması olarak sıralanabilir.



Şekil 3. İçbükey ısı alıcının modellenmiş görünüşü.

Şekil 3'te içbükey ısı alıcının modellenmiş görünüşü sunulmuştur. Üç boyutlu, sıkıştırılamaz akış için uygun sınır şartları altında süreklilik, türbülanslı momentum ve türbülanslı enerji denklemleri ANSYS Fluent ile çözülmüştür.

Süreklilik, momentum ve enerji eşitliklerinden yararlanılarak Eşitlik 5, Eşitlik 7, Eşitlik 8 ve Eşitlik 9'da bulunan, sırasıyla, taşınım katsayısı, Nusselt sayısı, lüle çıkışında ortalama hız ve Reynolds sayısı değerleri hesaplanmıştır.

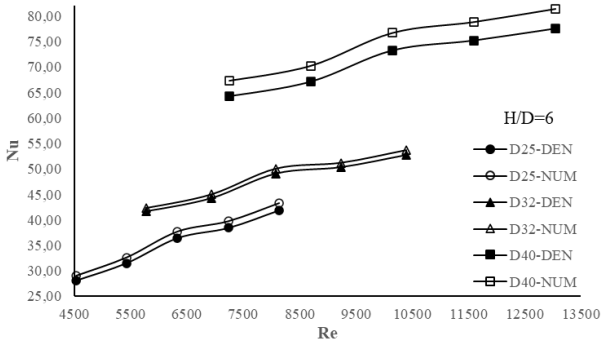
BULGULAR ve TARTIŞMALAR

Çalışmada, düz yüzeye sahip içbükey ısı alıcı için çoklu çarpan jetle ısı transferinde ısı ve akış parametreleri deneysel ve sayısal olarak incelenmiştir. Analizlerde, düz yüzeye sahip içbükey ısı alıcı analizleri için, üç farklı nozul çapı (D=25,32,40 mm), üç farklı lüle-ısı alıcı mesafesinin nozul çapına oranı (H/D=6,7,8) ve 5-9 m/s arasında beş farklı jet hızı değeri kullanılmıştır. Çalışma sonucunda, nozul çapı, boyutsuz mesafe ve jet hızının ısı transferi özellikleri üzerindeki etkileri araştırılmıştır.

Deneysel ve sayısal analizlerde, Nusselt Sayısı, tüm durumlar için artan Reynolds Sayısı ile birlikte artmaktadır. Ancak, artış oranı nozul çapına ve jet havasının hız büyüklüğüne bağlı olarak farklılık göstermektedir. Lüle çapındaki artış Nusselt sayısında artışa yol açar. Termal performans en büyük çapta (D=40 mm) en iyi performansı gösterirken, bunu 32 mm çap takip etmiş, en küçük çap (25 mm) ise en kötü termal performansı göstermiştir. Genel olarak, Nu Sayısı azalan h/d ile artar ve ilişki çoğunlukla doğrusaldır.

Nusselt Sayısının Reynolds Sayısı ile Değişimi
H/D=6 boyutsuz mesafesi için deneysel ve sayısal sonuçların karşılaştırılması

Deneysel ve sayısal analizlerde, içbükey ısı alıcıya ait Nusselt sayısı artan Reynolds Sayısı ile artar. Nozul çapındaki ve jet hava hızındaki artış Nusselt sayısında bir artışa yol açar. Buna ek olarak deneysel ve sayısal sonuçların uyumlu olduğu görülmektedir.



Şekil 4. 200 W ısı akısı ve H/D=6 şartlarında, içbükey ısı alıcıya ait deneysel ve sayısal sonuçların karşılaştırılması

İçbükey ısı alıcının, 200 W sabit ısı akısında, H/D=6 lüle-ısı alıcı mesafesinin lüle çapına oranında, beş farklı hız değeri için Nu-Re değişiminin deneysel ve sayısal sonuçları Şekil 4'te sunulmuştur. Deneysel ve sayısal sonuçlar göz önüne alındığında Nusselt Sayısının, artan Reynolds Sayısı ve lüle çapı ile arttığı belirlenmiştir. Nusselt sayısı, jetin tüm hız seviyeleri arasında hemen hemen aynı seviyede etkilenirken 7 m/s mertebesinde düşük hızlara göre daha fazla etkilenmektedir. Tüm lüle çapları için akış hızının maksimum olduğu noktalarda (9,0 m/s) Nusselt sayısı maksimum değer almaktadır. Sabit ısı akısında, içbükey ısı alıcıya ait en yüksek Nusselt sayısı, D=40mm olan lülede ve 9 m/s akış hızında hesaplanmıştır.

Deneysel sonuçlar incelendiğinde, sabit ısı akısında, içbükey ısı alıcı için 25 mm lüle çapında, H/D=6 mesafesinde, hız değerleri arasındaki birbirini takip eden artışa bağlı Nusselt Sayısı değerlerinde %5,5 - %15,6 aralığında artış olduğu görülmektedir. Buna ek olarak içbükey ısı alıcıda aynı şartlarda minimum (5,0 m/s) ve maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %49,3'lük bir artış gözlenmiştir. Sayısal sonuçlar incelendiğinde, sabit ısı akısında, içbükey ısı alıcı için 25 mm lüle çapında, H/D=6 mesafesinde, hız değerleri arasındaki birbirini takip eden artışa bağlı Nusselt Sayısı değerlerinde %5,4 - %15,6 aralığında artış olduğu görülmektedir. Buna ek olarak içbükey ısı alıcıda aynı şartlarda minimum (5,0 m/s) ve maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %49,4'lük bir artış gözlenmiştir. Deneysel ve sayısal sonuçlar, minimum (5,0 m/s) ve maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında karşılaştırıldığında, minimum hızlar (5,0 m/s) arasında %3,3, maksimum hızlar (9 m/s) arasında %3,4 fark olduğu hesaplanmıştır.

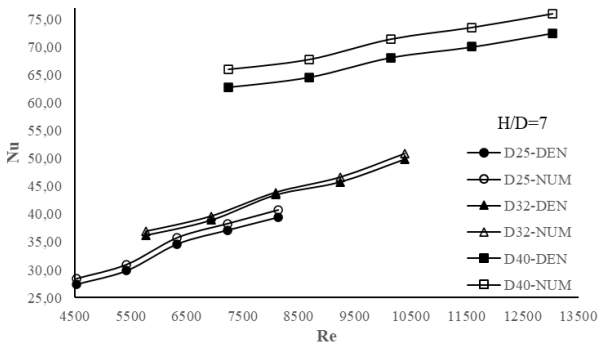
Deneysel sonuçlar incelendiğinde, sabit ısı akısında, içbükey ısı alıcı için 32 mm lüle çapında, H/D=6 mesafesinde, hız değerleri arasındaki birbirini takip eden artışa bağlı Nusselt Sayısı değerlerinde %2,5 - %11 aralığında artış olduğu görülmektedir. Buna ek olarak içbükey ısı alıcıda aynı şartlarda minimum (5,0 m/s) ve maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %26,5'lik bir artış gözlenmiştir. Sayısal sonuçlar incelendiğinde, sabit ısı akısında, içbükey ısı alıcı için 32 mm lüle çapında, H/D=6 mesafesinde, hız değerleri arasındaki birbirini takip eden artışa bağlı Nusselt Sayısı değerlerinde %2,3 - %11,2 aralığında artış olduğu görülmektedir. Buna ek olarak içbükey ısı alıcıda aynı şartlarda minimum (5,0 m/s) ve maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %26,6'lık bir artış gözlenmiştir. Deneysel ve sayısal sonuçlar, minimum (5,0 m/s) ve maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında karşılaştırıldığında, minimum hızlar (5,0 m/s) arasında %1,7, maksimum hızlar (9 m/s) arasında %1,8 fark olduğu hesaplanmıştır.

Deneysel sonuçlar incelendiğinde, sabit ısı akısında, içbükey ısı alıcı için 40 mm lüle çapında, H/D=6 mesafesinde, hız değerleri arasındaki birbirini takip eden artışa bağlı Nusselt Sayısı değerlerinde %2,7 - %9,1 aralığında artış olduğu görülmektedir. Buna ek olarak içbükey ısı alıcıda aynı şartlarda minimum (5,0 m/s) ve maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %20,7'lik bir artış gözlenmiştir. Sayısal sonuçlar incelendiğinde, sabit ısı akısında, içbükey ısı alıcı için 40 mm lüle çapında, H/D=6 mesafesinde, hız değerleri arasındaki birbirini takip eden artışa bağlı Nusselt Sayısı değerlerinde %2,8 - %9,2 aralığında artış olduğu görülmektedir. Buna ek olarak içbükey ısı alıcıda aynı şartlarda minimum (5,0 m/s) ve maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %21'lik bir artış gözlenmiştir. Deneysel ve sayısal sonuçlar, minimum (5,0 m/s) ve maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında karşılaştırıldığında, minimum hızlar (5,0 m/s) arasında %4,8, maksimum hızlar (9 m/s) arasında %5,1 fark olduğu hesaplanmıştır.

200 W ısı akısında, içbükey ısı alıcı için, farklı lüle çaplarındaki maksimum ve minimum akış hızlarına ait Nusselt sayılarının deneysel ve sayısal sonuçları karşılaştırılmıştır. Buna göre 25 mm'lik lüle çapı ve 32 mm'lik lüle çapları arasında sonuçlar incelendiğinde, deneysel çalışmaya ait minimum (5,0 m/s) hızlarda Nusselt sayısında %48,5'lik bir artış, maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %25,8'lik bir artış gözlenmiştir. Benzer durum için sayısal çalışmaya ait sonuçlar karşılaştırıldığında, minimum (5,0 m/s) hızlarda Nusselt sayısında %46,1'lik bir artış, maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %23,9'luk bir artış olduğu hesaplanmıştır. 32 mm'lik lüle çapı ve 40 mm'lik lüle çapları arasında sonuçlar incelendiğinde, deneysel çalışmaya ait minimum (5,0 m/s) hızlarda Nusselt sayısında %54,2'lik bir artış, maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %47,1'lik bir artış gözlenmiştir. Benzer durum için sayısal çalışmaya ait sonuçlar karşılaştırıldığında, minimum (5,0 m/s) hızlarda Nusselt sayısında %58,9'luk bir artış, maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %51,8'lik bir artış olduğu hesaplanmıştır. 25 mm'lik lüle çapı ve 40 mm'lik lüle çapları arasında sonuçlar incelendiğinde, deneysel çalışmaya ait minimum (5,0 m/s) hızlarda Nusselt sayısında %128,9'luk bir artış, maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %85,1'lik bir artış gözlenmiştir. Benzer durum için sayısal çalışmaya ait sonuçlar karşılaştırıldığında, minimum (5,0m/s) hızlarda Nusselt sayısında %132,2'lik bir artış, maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %88,1'lik bir artış olduğu hesaplanmıştır.

H/D=7 boyutsuz mesafesi için deneysel ve sayısal sonuçların karşılaştırılması

Deneysel ve sayısal analizlerde, içbükey ısı alıcıya ait Nusselt sayısı artan Reynolds Sayısı ile artar. Nozul çapındaki ve jet hava hızındaki artış Nusselt sayısında bir artışa yol açar. Buna ek olarak deneysel ve sayısal sonuçların uyumlu olduğu görülmektedir.



Şekil 5. 200 W ısı akısı ve H/D=7 şartlarında, içbükey ısı alıcıya ait deneysel ve sayısal sonuçların karşılaştırılması

İçbükey ısı alıcının, 200 W sabit ısı akısında, H/D=7 lüle-ısı alıcı mesafesinin lüle çapına oranında, beş farklı

hız değeri için Nu-Re değişiminin deneysel ve sayısal sonuçları Şekil 5'te sunulmuştur. Deneysel ve sayısal sonuçlar göz önüne alındığında Nusselt Sayısının, artan Reynolds Sayısı ve lüle çapı ile arttığı belirlenmiştir. Nusselt sayısı, jetin tüm hız seviyeleri arasında hemen hemen aynı seviyede etkilenirken 7 m/s mertebesinde düşük hızlara göre daha fazla etkilenmektedir. Tüm lüle çapları için akış hızının maksimum olduğu noktalarda (9,0 m/s) Nusselt sayısı maksimum değer almaktadır. Sabit ısı akısında, içbükey ısı alıcıya ait en yüksek Nusselt sayısı, D=40mm olan lülede ve 9 m/s akış hızında hesaplanmıştır.

Deneysel sonuçlar incelendiğinde, sabit ısı akısında, içbükey ısı alıcı için 25 mm lüle çapında, H/D=7 mesafesinde, hız değerleri arasındaki birbirini takip eden artışa bağlı Nusselt Sayısı değerlerinde %6,2 - %15,8 aralığında artış olduğu görülmektedir. Buna ek olarak içbükey ısı alıcıda aynı şartlarda minimum (5,0 m/s) ve maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %43,5'lik bir artış gözlenmiştir. Sayısal sonuçlar incelendiğinde, sabit ısı akısında, içbükey ısı alıcı için 25 mm lüle çapında, H/D=7 mesafesinde, hız değerleri arasındaki birbirini takip eden artışa bağlı Nusselt Sayısı değerlerinde %6,4 - %15,6 aralığında artış olduğu görülmektedir. Buna ek olarak içbükey ısı alıcıda aynı şartlarda minimum (5,0 m/s) ve maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %43,6'lık bir artış gözlenmiştir. Deneysel ve sayısal sonuçlar, minimum (5,0 m/s) ve maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında karşılaştırıldığında, minimum hızlar (5,0 m/s) arasında % 3,4, maksimum hızlar (9 m/s) arasında %3,5 fark olduğu hesaplanmıştır.

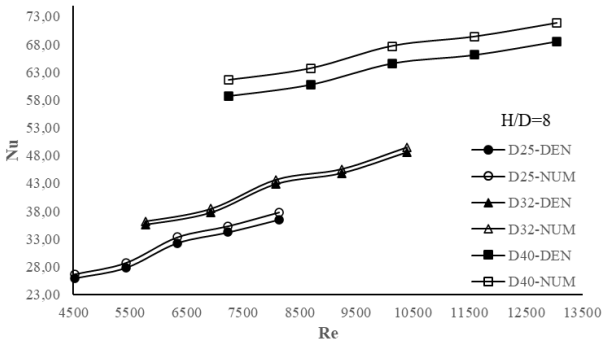
Deneysel sonuçlar incelendiğinde, sabit ısı akısında, içbükey ısı alıcı için 32 mm lüle çapında, H/D=7 mesafesinde, hız değerleri arasındaki birbirini takip eden artışa bağlı Nusselt Sayısı değerlerinde %5,4 - %11,7 aralığında artış olduğu görülmektedir. Buna ek olarak içbükey ısı alıcıda aynı şartlarda minimum (5,0 m/s) ve maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %37,6'lık bir artış gözlenmiştir. Sayısal sonuçlar incelendiğinde, sabit ısı akısında, içbükey ısı alıcı için 32 mm lüle çapında, H/D=7 mesafesinde, hız değerleri arasındaki birbirini takip eden artışa bağlı Nusselt Sayısı değerlerinde %6,3 - %10,8 aralığında artış olduğu görülmektedir. Buna ek olarak içbükey ısı alıcıda aynı şartlarda minimum (5,0 m/s) ve maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %37,8'lik bir artış gözlenmiştir. Deneysel ve sayısal sonuçlar, minimum (5,0 m/s) ve maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında karşılaştırıldığında, minimum hızlar (5,0 m/s) arasında % 1,8, maksimum hızlar (9 m/s) arasında %2 fark olduğu hesaplanmıştır.

Deneysel sonuçlar incelendiğinde, sabit ısı akısında, içbükey ısı alıcı için 40 mm lüle çapında, H/D=7 mesafesinde, hız değerleri arasındaki birbirini takip eden artışa bağlı Nusselt Sayısı değerlerinde %2,8 - %5,5 aralığında artış olduğu görülmektedir. Buna ek olarak içbükey ısı alıcıda aynı şartlarda minimum (5,0 m/s) ve maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %15,5'lik bir artış gözlenmiştir. Sayısal sonuçlar incelendiğinde, sabit ısı akısında, içbükey ısı alıcı için 40 mm lüle çapında, H/D=7 mesafesinde, hız değerleri arasındaki birbirini takip eden artışa bağlı Nusselt Sayısı değerlerinde %2,7 - %5,4 aralığında artış olduğu görülmektedir. Buna ek olarak içbükey ısı alıcıda aynı şartlarda minimum (5,0 m/s) ve maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %15,2'lik bir artış gözlenmiştir. Deneysel ve sayısal sonuçlar, minimum (5,0 m/s) ve maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında karşılaştırıldığında, minimum hızlar (5,0 m/s) arasında % 5, maksimum hızlar (9 m/s) arasında %4,7 fark olduğu hesaplanmıştır.

200 W ısı akısında, içbükey ısı alıcı için, farklı lüle çaplarındaki maksimum ve minimum akış hızlarına ait Nusselt sayılarının deneysel ve sayısal sonuçları karşılaştırılmıştır. Buna göre 25 mm'lik lüle çapı ve 32 mm'lik lüle çapları arasında sonuçlar incelendiğinde, deneysel çalışmaya ait minimum (5,0 m/s) hızlarda Nusselt sayısında %32,1'lik bir artış, maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %26,7'lik bir artış gözlenmiştir. Benzer durum için sayısal çalışmaya ait sonuçlar karşılaştırıldığında, minimum (5,0 m/s) hızlarda Nusselt sayısında %30,1'lik bir artış, maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %24,8'lik bir artış olduğu hesaplanmıştır. 32 mm'lik lüle çapı ve 40 mm'lik lüle çapları arasında sonuçlar incelendiğinde, deneysel çalışmaya ait minimum (5,0 m/s) hızlarda Nusselt sayısında %73,1'lik bir artış, maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %45,3'lük bir artış gözlenmiştir. Benzer durum için sayısal çalışmaya ait sonuçlar karşılaştırıldığında, minimum (5,0 m/s) hızlarda Nusselt sayısında %78,5'lik bir artış, maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %49,2'lik bir artış olduğu hesaplanmıştır. 25 mm'lik lüle çapı ve 40 mm'lik lüle çapları arasında sonuçlar incelendiğinde, deneysel çalışmaya ait minimum (5,0 m/s) hızlarda Nusselt sayısında %128,7'lik bir artış, maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %84'lük bir artış gözlenmiştir. Benzer durum için sayısal çalışmaya ait sonuçlar karşılaştırıldığında, minimum (5,0m/s) hızlarda Nusselt sayısında %132,2'lik bir artış, maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %86,2'lik bir artış olduğu hesaplanmıştır.

H/D=8 boyutsuz mesafesi için deneysel ve sayısal sonuçların karşılaştırılması

Deneysel ve sayısal analizlerde, içbükey ısı alıcıya ait Nusselt sayısı artan Reynolds Sayısı ile artar. Nozul çapındaki ve jet hava hızındaki artış Nusselt sayısında bir artışa yol açar. Buna ek olarak deneysel ve sayısal sonuçların uyumlu olduğu görülmektedir.



Şekil 6. 200 W ısı akısı ve H/D=8 şartlarında, içbükey ısı alıcıya ait deneysel ve sayısal sonuçların karşılaştırılması

İçbükey ısı alıcının, 200 W sabit ısı akısında, H/D=7 lüle-ısı alıcı mesafesinin lüle çapına oranında, beş farklı hız değeri için Nu-Re değişiminin deneysel ve sayısal sonuçları Şekil 6'da sunulmuştur. Deneysel ve sayısal sonuçlar göz önüne alındığında Nusselt Sayısının, artan Reynolds Sayısı ve lüle çapı ile arttığı belirlenmiştir. Nusselt sayısı, jetin tüm hız seviyeleri arasında hemen hemen aynı seviyede etkilenirken 7 m/s mertebesinde düşük hızlara göre daha fazla etkilenmektedir. Tüm lüle çapları için akış hızının maksimum olduğu noktalarda (9,0 m/s) Nusselt sayısı maksimum değer almaktadır. Sabit ısı akısında, içbükey ısı alıcıya ait en yüksek Nusselt sayısı, D=40mm olan lülede ve 9 m/s akış hızında hesaplanmıştır.

Deneysel sonuçlar incelendiğinde, sabit ısı akısında, içbükey ısı alıcı için 25 mm lüle çapında, H/D=8 mesafesinde, hız değerleri arasındaki birbirini takip eden artışa bağlı Nusselt Sayısı değerlerinde %6,1 - %16,1 aralığında artış olduğu görülmektedir. Buna ek olarak içbükey ısı alıcıda aynı şartlarda minimum (5,0 m/s) ve maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %41,2'lik bir artış gözlenmiştir. Sayısal sonuçlar incelendiğinde, sabit ısı akısında, içbükey ısı alıcı için 25 mm lüle çapında, H/D=8 mesafesinde, hız değerleri arasındaki birbirini takip eden artışa bağlı Nusselt Sayısı değerlerinde %6 - %15,9 aralığında artış olduğu görülmektedir. Buna ek olarak içbükey ısı alıcıda aynı şartlarda minimum (5,0 m/s) ve maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %41,5'lik bir artış gözlenmiştir. Deneysel ve sayısal sonuçlar, minimum (5,0 m/s) ve maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında karşılaştırıldığında, minimum hızlar (5,0 m/s) arasında %3,3, maksimum hızlar (9 m/s) arasında %3,5 fark olduğu hesaplanmıştır.

Deneysel sonuçlar incelendiğinde, sabit ısı akısında, içbükey ısı alıcı için 32 mm lüle çapında, H/D=8 mesafesinde, hız değerleri arasındaki birbirini takip eden artışa bağlı Nusselt Sayısı değerlerinde %4,5 - %13,6 aralığında artış olduğu görülmektedir. Buna ek olarak içbükey ısı alıcıda aynı şartlarda minimum (5,0 m/s) ve maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %36,6'lık bir artış gözlenmiştir. Sayısal sonuçlar incelendiğinde, sabit ısı akısında, içbükey ısı alıcı için 32 mm lüle çapında, H/D=8 mesafesinde, hız değerleri arasındaki birbirini takip eden artışa bağlı Nusselt Sayısı değerlerinde %4,3 - %13,7 aralığında artış olduğu görülmektedir. Buna ek olarak içbükey ısı alıcıda aynı şartlarda minimum (5,0 m/s) ve maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %36,7'lik bir artış gözlenmiştir. Deneysel ve sayısal sonuçlar, minimum (5,0 m/s) ve maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında karşılaştırıldığında, minimum hızlar (5,0 m/s) arasında %1,8, maksimum hızlar (9 m/s) arasında %1,9 fark olduğu hesaplanmıştır.

Deneysel sonuçlar incelendiğinde, sabit ısı akısında, içbükey ısı alıcı için 40 mm lüle çapında, H/D=8 mesafesinde, hız değerleri arasındaki birbirini takip eden artışa bağlı Nusselt Sayısı değerlerinde %2,4 - %6,3 aralığında artış olduğu görülmektedir. Buna ek olarak içbükey ısı alıcıda aynı şartlarda minimum (5,0 m/s) ve maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %16,8'lik bir artış gözlenmiştir. Sayısal sonuçlar incelendiğinde, sabit ısı akısında, içbükey ısı alıcı için 40 mm lüle çapında, H/D=8 mesafesinde, hız değerleri arasındaki birbirini takip eden artışa bağlı Nusselt Sayısı değerlerinde %2,5 - %6,3 aralığında artış olduğu görülmektedir. Buna ek olarak içbükey ısı alıcıda aynı şartlarda minimum (5,0 m/s) ve maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %16,6'lık bir artış gözlenmiştir. Deneysel ve sayısal sonuçlar, minimum (5,0 m/s) ve maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında karşılaştırıldığında, minimum hızlar (5,0 m/s) arasında %4,9, maksimum hızlar (9 m/s) arasında %4,8 fark olduğu hesaplanmıştır.

200 W ısı akısında, içbükey ısı alıcı için, farklı lüle çaplarındaki maksimum ve minimum akış hızlarına ait Nusselt sayılarının deneysel ve sayısal sonuçları karşılaştırılmıştır. Buna göre 25 mm'lik lüle çapı ve 32 mm'lik lüle çapları arasında sonuçlar incelendiğinde, deneysel çalışmaya ait minimum (5,0 m/s) hızlarda Nusselt sayısında %37,3'lük bir artış, maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %32,9'luk bir artış gözlenmiştir. Benzer durum için sayısal çalışmaya ait sonuçlar karşılaştırıldığında, minimum (5,0 m/s) hızlarda Nusselt sayısında %35,4'lük bir artış, maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %30,9'luk bir artış olduğu hesaplanmıştır. 32 mm'lik lüle çapı ve 40 mm'lik lüle çapları arasında sonuçlar incelendiğinde, deneysel çalışmaya ait minimum (5,0 m/s) hızlarda Nusselt sayısında %65,1'lik bir artış, maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %41,2'lik bir artış gözlenmiştir. Benzer durum için sayısal çalışmaya ait sonuçlar karşılaştırıldığında, minimum (5,0 m/s) hızlarda Nusselt sayısında %70,2'lik bir artış, maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %45,1'lik bir artış olduğu hesaplanmıştır. 25 mm'lik lüle çapı ve 40 mm'lik lüle çapları arasında sonuçlar incelendiğinde, deneysel çalışmaya ait minimum (5,0 m/s) hızlarda Nusselt sayısında %126,7'lik bir artış, maksimum (9,0 m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %87,6'lık bir artış gözlenmiştir. Benzer durum için sayısal çalışmaya ait sonuçlar karşılaştırıldığında, minimum (5,0m/s) hızlarda Nusselt sayısında %130,5'lik bir artış, maksimum (9,0

m/s) hızlar arasında Nusselt sayısında %89,9'luk bir artış olduğu hesaplanmıştır.

SONUÇLAR

Yüksek ısı akılarında termal yönetim, elektronik cihazlar için çok önemlidir ve çarpan jetle soğutma, bu alanda, umut verici çözümler sunmaktadır. Günümüzde, soğutma sistemleri tasarımında sistemin verimliliği en önemli parametrelerden biridir. Yüksek verimli sistemler ısı transferini artırır. İçbükey ısı alıcıda çoklu çarpan jetle soğutucu akışkan olarak havanın kullanıldığı bir dizi soğutma deneyleri ile ısı transferi olayı ve bu olaya ait akış karakteristiklerinin incelendiği deneysel ve sayısal bir çalışma gerçekleştirilmiştir. Lüle çapı, boyutsuz mesafe ve hız değişkenleriyle ısı transfer performansının analiz edilmesinin önemi göz önüne alındığında, bu çalışma, çarpan jet sistemleri hakkında endüstriye bilimsel olarak kanıtlanmış cevaplar sağlamayı amaçlamaktadır. Deneysel ve sayısal analizlerden elde edilen sonuçlar aşağıdaki şekilde maddelendirilmiştir.

- ✓ Deneysel ve sayısal sonuçlar göz önüne alındığında Nusselt sayısının, artan Reynolds Sayısı ile arttığı belirlenmiştir.
- ✓ Analiz sonuçlarına göre Nusselt sayısının artan boru çapı ile arttığı hesaplanmıştır.
- ✓ Nusselt sayısının artan boyutsuz H/D mesafesi ile azaldığı ve ilişkinin çoğunlukla doğrusal olduğu sonucuna varılmıştır.
- ✓ Nusselt sayısı, jetin tüm hız seviyeleri arasında hemen hemen aynı seviyede etkilenirken 7 m/s mertebesinde düşük hızlara göre daha fazla etkilenmiştir.
- ✓ Deneysel ve sayısal analizlerde, lüle çapları ve boyutsuz lüle-ısı alıcı mesafesinin lüle çapına oranları için akış hızının maksimum olduğu noktalarda (9,0m/s) Nusselt sayısı maksimum değer almıştır.
- ✓ Sabit ısı akısında ve incelenen tüm deneysel ve sayısal analizler göz önüne alındığında, içbükey ısı alıcıya ait en yüksek Nusselt sayısı, D=40mm olan lüle çapında, h/d=6 boyutsuz mesafesinde ve 9 m/s akış hızında hesaplanmıştır.
- ✓ Sabit ısı akısında ve incelenen tüm deneysel ve sayısal analizler göz önüne alındığında, içbükey ısı alıcıya ait en düşük Nusselt sayısı D=25mm olan lüle çapında, h/d=8 boyutsuz mesafesinde ve 5 m/s akış hızında hesaplanmıştır.
- ✓ Yapılan analizlerde deneysel ve sayısal sonuçların uyumlu olduğu gözlemlenmiştir.

Çarpan jetle soğumayı etkileyen parametreler incelendiğinde, tek değişken yöntemi kullanılarak yapılan analizler, çarpan jetle soğutma sistemlerinin optimizasyonu için yeni bakış açıları sağlayacak, ısıl performans ve verimlilikle ilgili iyileştirmeler sunacaktır. Gelecek çalışmalarda, farklı akışkanlar kullanılarak, daha fazla parametrelerle ve daha geniş parametre aralıklarında analizler gerçekleştirilerek, çarpan jetlerin soğutma etkisi üzerine sayısal ve deneysel araştırmalar yapılıp bu teknolojinin uygulanması için daha fazla rehberlik ve veri sağlanabilir.

SEMBOLLER

A	Alan (m^2)
c_p	Basınç katsayısı (J kg^{-1} K^{-1})
D	Lüle çapı (m)
h	Taşınım katsayısı (W m^{-2} K)
H/D	Boyutsuz mesafe (boyutsuz)
I	Akım (A)
k	Termal iletkenlik (W m^{-1} $K^{-1)}$
L	Isı alıcının uzunluğu (m)
Nu	Nusselt sayısı (hD/k) (boyutsuz)
R	Direnç (Ω)
Re	Reynolds sayısı (ρVD/μ) (boyutsuz)
T	Sıcaklık (K)
U	Hız (m s^{-1})
V	Voltaj (V)
W	Isı alıcının genişliği (m)
μ	Dinamik viskozite (kg m^{-1} s^{-1})
ρ	Yoğunluk (kg m^{-3})
Kısaltmalar	**Açıklama**
ave	Ortalama
cond	İletim
conv	Taşınım
h	Hidrolik
rad	Işınım
s	Yüzey
tot	Toplam

KAYNAKLAR

Arvasi, S., (2022), *Çoklu Çarpan Jetle Isı Transferinde Isı Alıcı Dizayn Parametrelerinin Taguchi Yönetimiyle Optimizasyonu*, Yüksek Lisans Tezi, Van Yüzüncü Yıl Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Van, Türkiye.

Chen, T. Y., Shu, T. H., (2003), Flow Structures and Heat-Transfer Characteristics in Fan Flows with and without Delta-Wing Vortex Generators, *Experimental Thermal Fluid Science*, 28(4), 273-282.

El-Sayed, S. A., Mohamed, M. S., Abdel-latif, A. M., Abouda, A .E., (2002), Investigation of Turbulent Heat Transfer and Fluid Flow in Longitudinal Rectangular-Fin Arrays of Different Geometries and Shrouded Fin Array, *Experimental Thermal Fluid Science*, 26(8), 879-900.

Hadipour, A., Zargarabadi, M. R., (2018), Heat Transfer and Flow Characteristics of Impinging Jet on A Concave Surface at Small Nozzle to Surface Distances, *Applied Thermal Engineering*, 138, 534-541.

Karabey, A., Al-Ani, R. A. A., Bozdogan, D., (2022), Experimental and Numerical Investigation of Flow and Heat Transfer Characteristics Using Impinging Jet on Optimized Rectangular Finned Heat Sinks, *Heat Transfer Research*, 53, 61–77.

Karabey, A., Arvasi, S., (2023), Optimization of The Design Parameters Using The Taguchi Method in Inclined Impingement Multijet Heat Transfer With Rectangular Finned Heat Sink, *Heat Transfer Research*, 54, 37–51.

Karabey, A., Yorulmaz, D., (2025), Experimental Analysis of Heat and Flow Characteristics on Inclined and Multiple Impingement Jet Heat Transfer Using Optimized Heat Sink, *Applied Sciences*, 15(5), 1-19.

Kınay, H., (2018), *Eğimli Levhalarla Sınırlandırılmış Çarpan Jet Akışında Akış ve Isı Transferi Karakteristiklerinin İncelenmesi*, Yüksek Lisans Tezi, Karadeniz Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Trabzon, Türkiye.

Öztekin, E., (2011). *İçbükey Yüzey Üzerine Çarpan Yarık Jet Akışında Akış ve Isı Geçişi*, Doktora Tezi, Karadeniz Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Trabzon, Türkiye.

Poitras, G. J., Babineau, A., Roy, G., Brizzi, L. E., (2017), Aerodynamic and Heat Transfer Analysis of A Impinging Jet on A Concave Surface, *International Journal of Thermal Sciences*, 114, 184-195.

Rakhsha, S., Zargarabadi, M. R., Saedodin, S., (2023), The Effect of Nozzle Geometry on The Flow and Heat Transfer of Pulsed Impinging Jet on The Concave Surface, *International Journal of Thermal Sciences*, 184, 107925.

Rezaei, M., Ahmadabadi, M. N., Tavakoli, M., Joulaei, A., Ha, M. Y., (2024), Heat Transfer Enhancement on A Concave Surface Using Sweeping Impinging Jets: Comparison of Vortex-Based and Conventional Oscillators, *Case Studies in Thermal Engineering*, 60, 104738.

Tahat, M., Kodah, Z. H., Jarrah, B. A., Probert, S. D., (2000), Heat Transfers from Pin-Fin Arrays Experiencing Forced Convection, *Applied Energy*, 67(4), 419–442.

Tahat, M. A., Babus'Haq, R. F., Probert, S. D., (1994), Forced Steady-State Convection from Pin-Fin Arrays, *Applied Energy*, 48(4), 335–351.

Yang, B., Chang, S., Wu, H., Zhao, Y., Leng, M., (2017), Experimental and Numerical Investigation of Heat Transfer in An Array of Impingement Jets on A Concave Surface, *Applied Thermal Engineering*, 127, 473-483.

Yang, G., Choi, M., Lee, J.S., (1999), An Experimental Study of Slot Jet Impingement Cooling on Concave Surface: Effects of Nozzle Configuration and Curvature, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 42(12), 2199-2209.

FARKLI UYGULAMA VE İŞLETME PARAMETRELERİNİN ISI BOYALI ISITMA SİSTEMLERİNİN YÜZEY SICAKLIĞINA ETKİSİNİN İNCELENMESİ

Sinan ÜNVAR*, Cihan YILDIRIM*
*Ağrı İbrahim Çeçen Üniversitesi, Meslek Yüksekokulu, Makine ve Metal Teknolojileri Bölümü,
04100 Merkez, Ağrı, sunvar@agri.edu.tr, dr.cihan.yildirim@gmail.com

Özet: Grafen, bal peteği formuna sahip iki boyutlu bir karbon formudur. 2004 yılında Andre Geim, Kostya Novoselov ve proje arkadaşları tarafından başarıyla sentezlenmesi mümkün hale geldikten sonra, başta transistör, sensör ve enerji depolama gibi pek çok teknolojik uygulamaya konu olmuştur. Güncel uygulama alanlarından biri de grafen katkılı boyalar ile radyant ısıtma uygulamalarıdır. Bu çalışmada grafen esaslı ısı boyası uygulamasında farklı uygulama formları, farklı yüzey alanları ve farklı gerilim değerleri altında ısıtma sisteminin sağladığı yüzey sıcaklığı deneysel olarak incelenmiştir. Boardex malzeme üzerine yapılan uygulama ile farklı kutuplama şekilleri altında farklı gerilim değerleri uygulanmış ve termal kamera ile görüntüleme yapılmıştır. Zamana bağlı oluşan sıcaklık dağılımları karşılaştırılarak mekan ısıtması için optimum uygulama ve işletme parametreleri belirlenmeye çalışılmıştır.
Anahtar Kelimler: Grafen. Radyant ısıtma

INVESTIGATION OF THE EFFECT OF DIFFERENT APPLICATION AND OPERATING PARAMETERS ON THE SURFACE TEMPERATURE OF HEAT PAINTED HEATING SYSTEMS

Abstract: Graphene is a two-dimensional form of carbon with a honeycomb structure. In 2004, Andre Geim, Kostya Novoselov and colleagues successfully synthesized graphene, which has been the subject of many technological applications such as transistors, sensors and energy storage. One of the current applications is radiant heating with graphene-doped paints. In this study, the surface temperature provided by the heating system was experimentally investigated under different application forms, different surface areas, and different voltage levels in the application of graphene-based thermal paints. When applied to Boardex material, different voltage levels were applied under different polarization patterns and imaged with a thermal camera. By comparing the time-dependent temperature distributions, an attempt was made to determine the optimal application and operating parameters for space heating.
Keywords: Graphene. Radiant heating

GİRİŞ

Geleneksel ısınma sistemleri (örneğin radyatörlü merkezi ısıtma sistemleri, elektrikli ısıtıcılar veya yerden ısıtma sistemleri) genellikle yüksek ekipman maliyeti, dengesiz ısı dağılımı ve termal konfor kısıtlamaları gibi dezavantajlara sahiptir. Bu sistemlerde ısı kaynağına yakın bölgeler aşırı ısınırken uzaktaki bölgeler daha soğuk kalabilir, bu da termal konforda dalgalanmalara yol açar. Duvar kağıdı gibi geniş yüzeylere entegre edilebilen ince film ısıtıcılar ise tüm iç mekânı daha homojen şekilde ısıtma potansiyeline sahiptir. Son yıllarda, iletken karbon malzemeleri (grafit, karbon siyahı, karbon nano tüp-KNT ve grafen gibi) kullanılarak geliştirilen ısıtıcı boyalar, yüzeyleri birer ısıtma elemanına dönüştürerek bu sorunlara çözüm sunmaktadır. İnce bir kaplama halinde duvar, zemin veya tavan üzerine uygulanabilen bu boyalar, Joule ısınma prensibiyle elektrik enerjisini ısıya çevirerek bulunduğu yüzeyi bir radyant ısıtıcıya dönüştürür. Özellikle grafen ve KNT ile zenginleştirilmiş formülasyonlar, yüksek elektriksel iletkenlik sayesinde düşük güçlü elektrik kaynaklarıyla dahi verimli ısınma sağlayabilmektedir. Bu teknoloji, iç mekân ısıtmasında enerji verimliliğini artırma, ısıl konforu iyileştirme ve ısıtma sistemlerini yapı malzemelerine entegre etme yönünde önemli bir adım olarak görülmektedir.

Grafen katkılı ısı boyalarının geleneksel sistemlere kıyasla birçok avantajı vardır. Birincisi, boyanın kaplandığı yüzey tamamen ısıtıcı hale geldiğinden ortam havasını değil doğrudan mekanın yapı elemanlarını ve dolaylı olarak kullanıcıyı ısıtarak daha homojen bir ısınma sunar. İkincisi, bu kaplamalar oldukça incedir ve duvar içinde gizlenebilir ya da duvar kağıdı şeklinde uygulanabilir; dolayısıyla ekstra yer kaplayan radyatör veya borulama ihtiyacını ortadan kaldırır. Üçüncüsü, karbon esaslı ince film ısıtıcılar çok daha hızlı tepki vererek kısa sürede ısınabilir ve geleneksel su bazlı

radyatör sistemlerine göre daha hızlı başlangıç ısıl konforu sağlar. Son olarak, uygun formülasyonlarla düşük gerilimle (ör. 12–36 V aralığı) çalışacak şekilde tasarlanabildikleri için güvenlik açısından da avantaj sunar.

Isıtıcı boyalar genel olarak bir iletken dolgu malzemesi ile bir bağlayıcı polimer reçinenin kombinasyonundan oluşur. Bağlayıcı, boyanın yüzeye yapışmasını ve bütünlüğünü sağlarken; içinde dağıtılan iletken parçacıklar, elektrik verildiğinde ısınıp ısıyı ortama ileten bir ağ oluşturur. Erken dönem uygulamalarda iletken dolgu olarak grafit tozu ve karbon siyahı gibi iletken karbonlar kullanılmıştır. Teknolojinin gelişmesi ile birlikte daha iyi elektriksel iletkenliğe sahip olan grafen ve KNT tercih edilmeye başlanmıştır.

Isıtıcı boya teknolojisinin çekiciliği, neredeyse her türlü yüzeyin bir ısıtma elemanına dönüştürülebilmesinden gelir. Literatürde, su bazlı elektrikli ısıtıcı boyaların kağıt, kumaş, plastik ve ahşap esaslı levhalar üzerine başarıyla uygulanabildiği ve bu yolla elektrikli ısıtıcı halılar, duvar kağıtları, yer döşemeleri üretilebileceği belirtilmektedir.

Yakın zamanda geliştirilen bir elektrikli ısıtıcı duvar kağıdı konsepti, duvar yüzeyinin tamamını bir radyant ısıtıcıya dönüştürerek mekanın her noktasında uniform bir ısı dağılımı sağlamayı hedeflemektedir (Shandong Qiyuan Nano Technology Co Ltd., 2018). Bu patentte, çok katmanlı bir ısıtıcı duvar kağıdı tasarımı tanımlanmıştır: En üstte dekoratif duvar kağıdı tabakası, altında üst yalıtım tabakası, onun altında karbon nanotüp (KNT) kompozit film katmanı ve iletken şeritlerden oluşan bir ısıtma tabakası, daha sonra alt yalıtım ve yapıştırıcı tabakaları sıralanmaktadır.

Benzer şekilde, zemin ısıtma panelleri de ısıtıcı boya teknolojisinin pratik uygulamalarındandır. Seramik karo boyutlarında veya şilte biçiminde tasarlanan panellerin yüzeyine iletken ısıtıcı mürekkep baskı veya kaplama yoluyla uygulanarak ince bir ısıtma tabakası oluşturulur. (Hangzhou Chaotan New Material Tech Co Ltd., 2018).

Konutlarda bir ısıtma elemanı olarak kullanımın dışında grafen katkılı ısı boyları havacılık endüstrisinde buz çözme-buzlanma önleme amaçlı olarak da kullanılmaktadır (Raji et al., 2016). Yapılan çalışmada grafen katkılı ısı boyasının −20 °C'deki bir yüzeyde 1 cm kalınlığında buz tabakasını hızla eriterek uzaklaştırabildiği gösterilmiştir.

Yakın tarihli bir başka çalışmada otomotiv radyant ısıtıcı tasarımında, temel ısıtıcı elemanın KNT ile takviye edilmiş polimer bir film olduğu ve bu sayede yüksek ısıl verimle hızlı ısınma elde edildiği rapor edilmiştir (Liew et al., 2024).

KNT'ler grafene göre polimer matrise daha kolay entegre olabilirken, grafen ise daha yüksek yüzey alanı ile ısı dağılımına katkı sunabilir. Bu nedenle bazı araştırmalar, hibrit yaklaşımlarla her ikisini birleştirerek optimum performansı hedeflemektedir. Örneğin su bazlı nano ısıtıcı boya üzerine bir patent (Material and Industrial Technology Research Institute Beijing, 2014), karboksil ile işlenmiş çok katmanlı KNT dispersiyonu ile grafen dispersiyonunun belirli oranlarda karıştırıldığı bir bileşim tarif etmektedir. Bu kombinasyonun, organik çözücülü eski tip kaplamalardaki çevreye zararlı bileşen ihtiyacını ortadan kaldırırken yapışma kabiliyetini yükselttiği, direnci düşürdüğü, ısınma hızını artırdığı ve üretilen ısının daha kararlı hale geldiği belirtilmiştir.

MATERYAL VE METOD

Deney Düzeneği

Isı boyasının konutlarda ısıtma etkinliğine etki eden parametrelerini belirlemek için temsili bir duvar üzerine uygulama yapılmıştır. Bunun için bir adet boardex plaka düşey olarak deney düzeneğine sabitlenmiş (Şekil 1a), ilk olarak boya emilimini azaltmak için su bazlı bir taban boyası astar olarak uygulanmıştır. Astarın ardında elektrot olarak kullanılan alüminyum bant düşey olarak plakanın her iki kenarına ve ortasına yapıştırılmıştır (Şekil 1b). Elektrotlar arası mesafe 18 cm olarak belirlenmiştir. Plakaya üç farklı elektrot yerleştirilmesinin sebebi farklı kutuplama yöntemleri ve farklı yüzey alanlarının etkilerini incelemek içindir. Elektrotlar yerleştirildikten sonra ısı boyasının tatbik edileceği yüzey alanının kenarları kenar bandı ile muhafazaya alınarak yüzeye homojen bir şekilde ısı boyası sürülmüştür (Şekil 1c). Bu suretle üç elektrod arasında her biri 80cm x 18cm (0.144 m^2) olan iki uygulama yüzeyi oluşturulmuştur. Uygulanan boyanın kalınlığı boya kalınlık cihazı yardımıyla elektrotlar üzerinden 3 farklı noktadan ölçülerek ortalaması alınmış ve 0.08 mm kalınlık olarak tespit edilmiştir.



a b c

Şekil 1: Deney düzeneğinin hazırlanış aşamaları (a) astar boyası sürülmüş halde deney düzeneği; (b) elektorotların yerleşim şekli; (c) deney düzeneğinin nihai hali.

Elektrotların boşta kalan uçları ayarlanabilir DC güç kaynağına bağlanmış ve boardex levhanın arkası poliüetan köpük ile ısı kaybına karşı izole edilmiştir. Levhanın boyalı olan ön yüzeyinden termal kamera ile 30 saniyede bir görüntüler alınmıştır.

Deney Prosedürü

Farklı elektrot dizilimleri kullanılarak farklı kutuplama metodlarının ve farklı yüzey alanlarının yüzey sıcaklığına etkisi incelenebilmiştir. İlk etapda ortadaki (+ kutup) ve sağdaki (- kutup) elektrotlar arasında kalan tek bir uygulama yüzeyi güç kaynağına seri bağlanarak farklı gerilim değerleri altında incelenmiştir. İkinci etapta solda (+ kutup) ve sağda (- kutup) kalan elektrotlar arasındaki iki uygulama yüzeyi güç kaynağına seri bağlanarak farklı gerilim değerleri altında incelenmiştir. Son olarak ise kenarlardaki elektrotlar birleştirilerek akımın ortadaki (+ kutup) elektrottan kenarlardaki (- kutup) elektrotlara doğru ikiye bölünmesi ve bu suretle parallel bağlanması sağlanmış ve farklı gerilim değerleri için analiz edilmiştir. İncelenen deney parametreleri Tablo 1 de sıralanmıştır.

Tablo 1: Farklı kutuplama, farklı yüzey alanı ve farklı gerilim değerlerine göre uygulanan deneysel parametreler.

Deney No	Kutuplama	Yüzey Alanı	Uygulama Gerilimi
1	Seri	0,144 m^2	9 V
2	Seri	0,144 m^2	18 V
3	Seri	0,144 m^2	27 V
4	Seri	0,288 m^2	9 V
5	Seri	0,288 m^2	18 V
6	Seri	0,288 m^2	27 V
7	Paralel	0,288 m^2	9 V
8	Paralel	0,288 m^2	18 V

Güç kaynağının elektrotları Tablo 1'de verilen deney parametrelerine uygun olarak ilgili elektroda bağlanmış ve ardından güç kaynağının gerilimi ayarlanmıştır. Ampermetre yardımı ile deney başlangıcında ve deney sonunda güç kaynağından çekilen akım değerleri ölçülmüştür. İki farklı ölçüm yapılmasının nedeni boya yüzeyinin ısınması ile iç direncinin değişmesi ve bu suretle güç kaynağından çekilen akımın değişmesidir.

Termal kamera deney düzeneğini karşıdan görecek şekilde sabitlenmiş ve deney süresi bounca 30 saniyede bir termal görüntü alınmıştır. Termal kameradan okunan sıcaklık değerlerinin sabitlendiği anda yani sistem kararlı hale geldiği durumda deney sona erdirilmiştir. Elde edilen termal görüntüler analiz edilerek yüzeydeki sıcaklık dağılımları belirlenmiştir.

SONUÇLAR VE TARTIŞMA

Grafen katkılı ısı boyalarının ısıtma etkinliklerinin parametrik analizini incelemek üzere 8 farklı deney düzenlenmiştir. Gerçekleştirilen deneyler sonucunda elde edilen termal görüntüler incelenmiş ve Joule ısıtma etkisi altında değişen sıcaklık profilleri analiz edilmiştir.

Seri Bağlantı ve 0,144m^2 Uygulama Yüzeyi

Gerçekleştirilen ilk grup deneylerde iki elektrot arasında oluşturulan yüzey alanına farklı gerilimler uygulanmış ve sıcaklık değerleri ölçülmüştür.

Şekil 2 de güç kaynağına seri bağlı 0,144 m^2 lik yüzey alanına sahip deney düzeneğinin farklı gerilim değerleri altında sıcaklık değişimleri ve bu sıcaklık değişimleri için logaritmik olarak uydurulan eğriler gösterilmektedir. Tüm gerilim değerleri için deneye başlanması ile beraber maksimum sıcaklık değerinin hızla yükselerek belli bir noktada sabitlendiği gözlemlenmiştir. Farklı araştırmacıların teorik analizlerine katkı sağlamak için deneysel verilere uydurulan logaritmik eğriler ve bu eğrilerin belirleme katsayısı (R^2) yine Şekil 2'de gösterilmiştir. Uygulanan gerilimin artması daha yüksek sıcaklıkların oluşmasına ve aynı zamanda kararlı hale ulaşma süresinin artmasına neden olmaktadır. Sürenin artması daha geniş bir veri seti ile eğri uydurma çalışması yapılabilmesine imkan vermektedir.

9 V olarak uygulanan gerilim değeri için başlangıç akımı 2,65 A kararlı hal akımı ise 2,6 A olarak ölçülmüştür. Sistemin kararlı halde güç kaynağından çektiği güç ise 23,4 W olmaktadır. 9 V'luk gerilim tatbik edilmesi halinde maksimum yüzey sıcaklığının 28,8 ^oC'ye ulaştığı gözlemlenmiştir. Gerilim değeri 18 V'a yükseltildiğinde başlangıç akımı 5,2 A kararlı hal akımı ise 4,65 A olarak ölçülmüştür. Sistemin kararlı halde güç kaynağından çektiği güç 83,7 W olmaktadır. 18 V'luk gerilim tatbik edilmesi halinde maksimum yüzey sıcaklığı 50,4 ^oC olmaktadır. 27 V olarak uygulanan gerilim değeri için başlangıç akımı 7,7 A kararlı hal akımı ise 6,1 A olarak ölçülmüştür. Sistemin kararlı halde güç kaynağından çektiği güç 164,7 W olmaktadır. 27 V'luk gerilim tatbik edilmesi halinde maksimum yüzey sıcaklığı 84,3 ^oC olarak belirlenmiştir. Yukarıda açıklanan değerler Tablo 2'de özet olarak verilmiştir.

Tablo 2: Seri bağlantı ve 0,144 m^2 lik deney düzeneği için toplanan veriler.

Deney No	Gerilim (V)	Başlangıç Akımı (A)	Kararlı Hal Akımı (A)	Güç (W)	Maksimum Sıcaklık (^oC)
1	9	2,65	2,6	23,4	28,8
2	18	5,2	4,65	83,7	50,4
3	27	7,7	6,1	164,7	84,3

Şekil 3'de 9 V gerilim uygulanan sistemin kararlı haldeki termal görüntüleme analizi yer almaktadır. Şekil 3a'da termal görüntü, 3b'de sıcaklık histogramı, 3c'de yatay sıcak profili, 3d'de düşey sıcaklık profili gösterilmektedir. Uygulanan gerilim ile birlikte ısı üretimi tüm yüzeyde olmakta bununla beraber sıcaklığın orta bölgelede en yüksek seviyeye ulaştığı kenarlara doğru ise azalmaya başladığı görülmektedir. Maksimum sıcaklık noktasal olarak 28,8 ^oC olarak ölçülmekle beraber ortlama sıcaklık değeri 26,5 ^oC olarak hesaplanmaktadır.

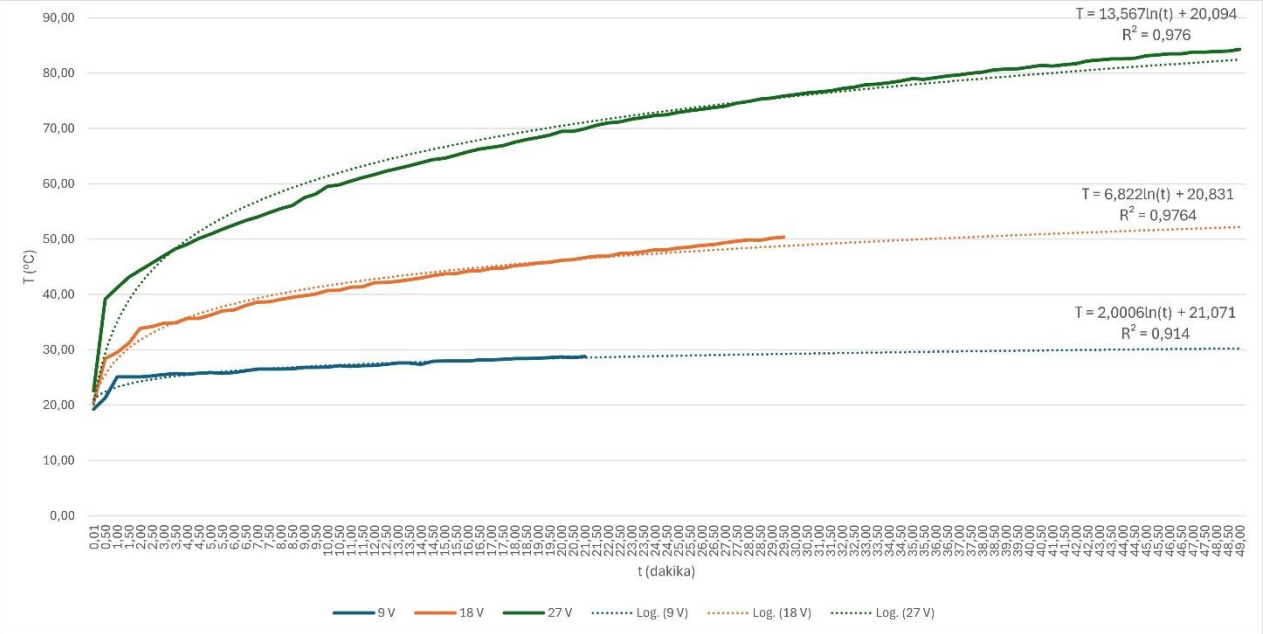
Şekil 4'de 18 V gerilim uygulanan sistemin kararlı haldeki termal görüntüleme analizi gösterilmektedir. Yatay ve düşey eksende parabolik sıcaklık dağılımları oluşmaktadır. Bununla beraber sıcaklık dağılımında lokal olarak parabolik profilde dalgalanmalar gözlemlenmektedir. Bunun nedeninin fırça ile yapılan uygulamada lokal homojenite kusurları olduğu düşünülebilir. Şekil 4'de yapılan analizde maksimum

sıcaklık değeri 50,4 ºC ve ortalama sıcaklık değeri 42,2 ºC olarak ölçülmüştür.

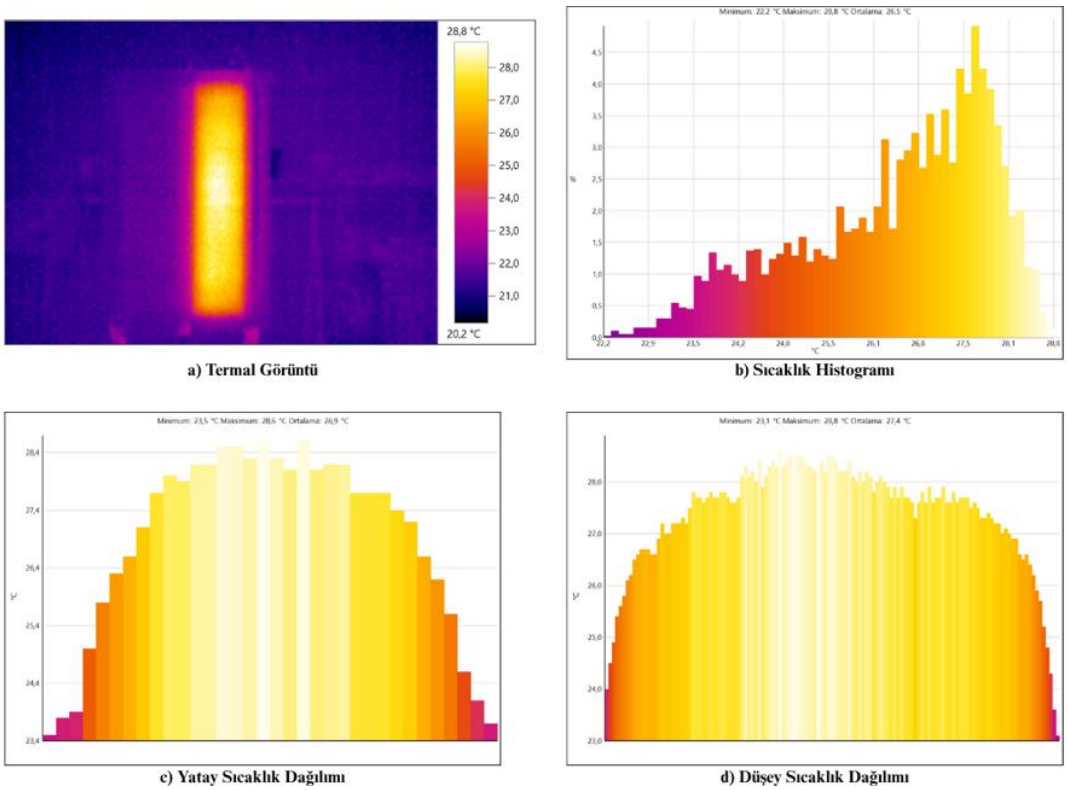
Şekil 5'de 27 V gerilim uygulanan sistemin kararlı haldeki termal görüntüleme analizi yer almaktadır. Yatayda ve düşeyde sıcaklık dağılımları beklenen şekilde parabolik bir yapıya sahiptir. Şekil 5'de yapılan analizde .

maksimum sıcaklık değeri 84,3 ºC ve ortalama sıcaklık değeri 66,2 ºC olarak ölçülmüştür.

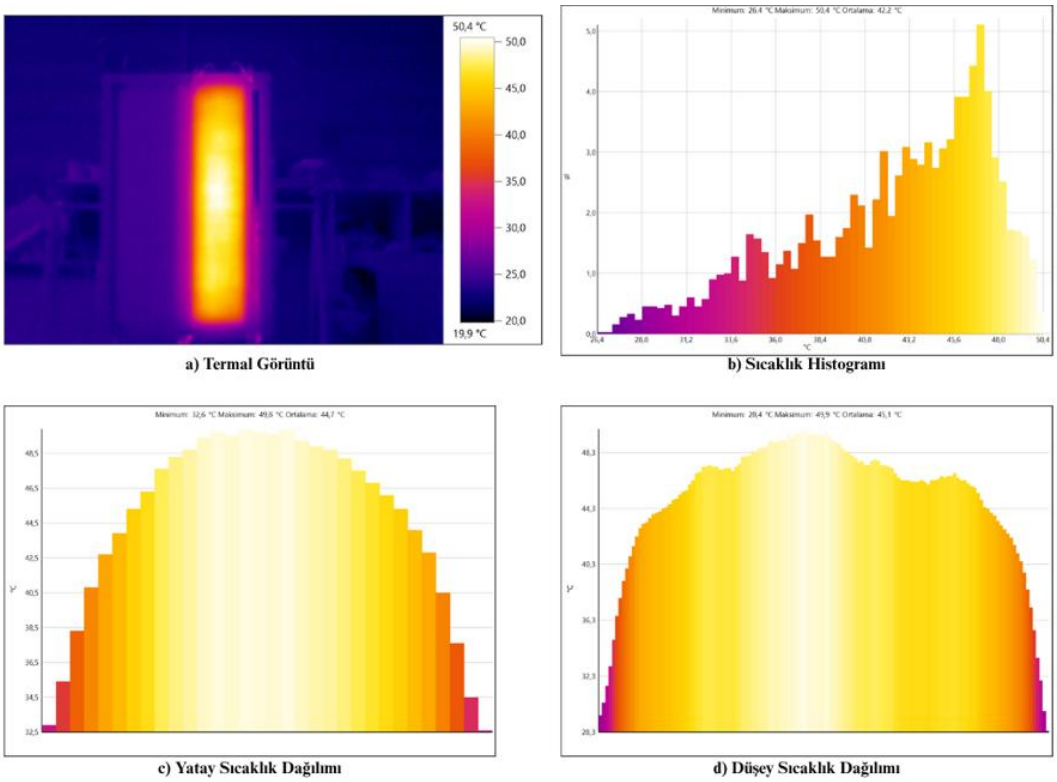
Tam homojen boya katmanının sağlanamamasının neden olduğu parabolik sıcaklık profilinden sapmanın gerilim ve sıcaklık değerlerinin artması ile ortadan kalkmaya başladığı görülmektedir.



Şekil 2: Maksimum yüzey sıcaklıklarının zamanla değişimi (Seri bağlantı, 0,144 m^2).



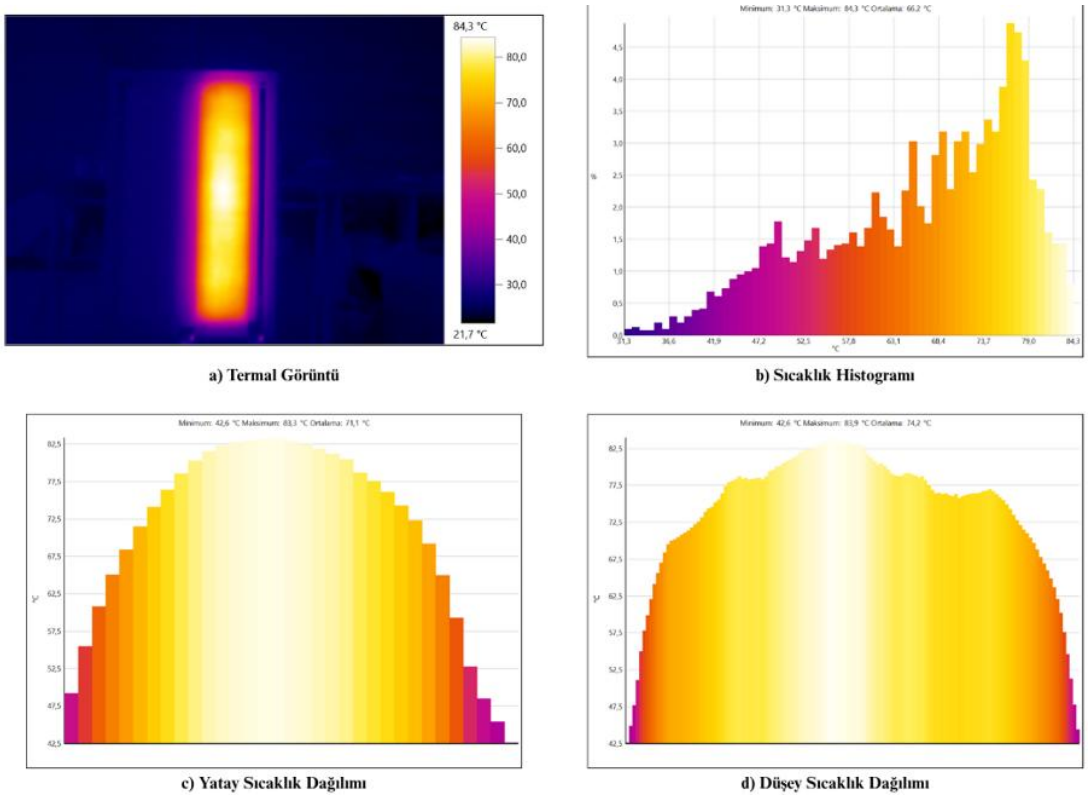
Şekil 3: 9 V gerilim altında oluşan termal görüntü ve sıcaklık dağılımları (Seri bağlantı, 0,144m^2 yüzey alanı).



a) Termal Görüntü b) Sıcaklık Histogramı

c) Yatay Sıcaklık Dağılımı d) Düşey Sıcaklık Dağılımı

Şekil 4: 18 V gerilim altında oluşan termal görüntü ve sıcaklık dağılımları.



a) Termal Görüntü b) Sıcaklık Histogramı

c) Yatay Sıcaklık Dağılımı d) Düşey Sıcaklık Dağılımı

Şekil 5: 27 V gerilim altında oluşan termal görüntü ve sıcaklık dağılımları.

Seri Bağlantı ve 0,288m^2 Uygulama Yüzeyi

Gerçekleştirilen ikinci grup deneyde yine seri bağlantı uygulanmış ama bu sefer yüzey alanı iki katına (0,288 m^2) çıkarılmıştır.

Şekil 6'da güç kaynağına seri bağlı 0,288 m^2 lik yüzey alanına sahip deney düzeneğinin farklı gerilim değerleri altında sıcaklık değişimleri ve bu sıcaklık değişimleri için logaritmik olarak uydurulan eğriler gösterilmektedir. Tüm gerilim değerleri için deneye başlanması ile beraber maksimum sıcaklık değerinin hızla yükselerek belli bir

noktada sabitlendiği gözlemlenmiştir. Farklı araştırmacıların teorik analizlerine katkı sağlamak için deneysel verilere uydurulan logaritmik eğriler ve bu eğrilerin belirleme katsayısı (R^2) yine Şekil 6'da gösterilmiştir. Uygulanan gerilimin artması daha yüksek sıcaklıkların oluşmasına ve aynı zamanda kararlı hale ulaşma süresinin artmasına neden olmaktadır. Sürenin artması daha geniş bir veri seti ile eğri uydurma çalışması yapılabilmesine imkan vermektedir. 18 V ve 27 V için uydurulan logaritmik eğriler kabul edilebilir bir R^2 değerine sahipken 9 V için uydurulan eğrinin R^2 değeri istatiksel olarak makul seviyelerin çok altında kalmaktadır.

9 V gerilim uygulandığında başlangıç akımı 1,35 A, kararlı hal akımı ise 1,3 A olarak ölçülmüştür. Sistemin kararlı halde güç kaynağından çektiği güç 11,7 W olmaktadır. Bu durumda maksimum yüzey sıcaklığı 24,4 ^oC ulaşmaktadır. Uygulama gerilimi 18 V olarak ayarlandığında başlangıç akımı 2,6 A kararlı hal akımı ise 2,58 A olarak ölçülmüştür. Sistemin kararlı halde güç kaynağından çektiği güç 46,4 W olarak hesaplanmaktadır. Bu koşulda ulaşılan maksimum yüzey sıcklığı ise 30,4 ^oC olmaktadır. 27 V'luk gerilim uygulanması halinde ise maksimum yüzey sıcaklığı 47 ^oC olarak ölçülmüştür. Bu durumda başlangıç akımı 3,91 A olup kararlı hal akımı 3,55 A'dir. Sistemin kararlı halde güç kaynağından çektiği güç ise 95,85 W olmaktadır. Bu deney setine ait veriler Tablo 3'de toplu olarak gösterilmiştir.

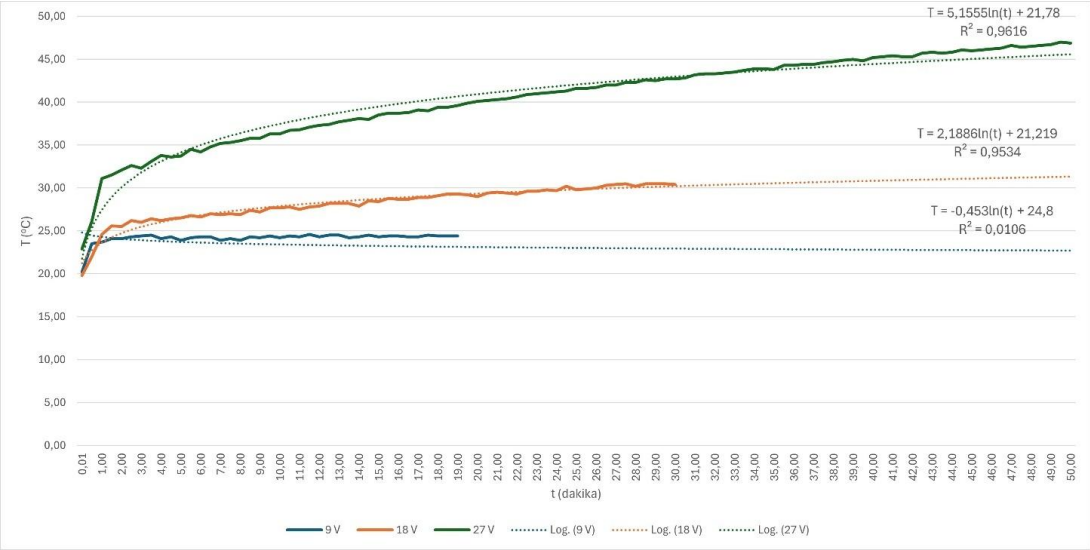
Tablo 3: Seri bağlantı ve 0,288 m^2 lik deney düzeneği için toplanan veriler.

Deney No	Gerilim (V)	Başlangıç Akımı (A)	Kararlı Hal Akımı (A)	Güç (W)	Maksimum Sıcaklık (^oC)
1	9	1,35	1,3	11,7	24,4
2	18	2,6	2,58	46,4	30,4
3	27	3,91	3,55	98,85	46,9

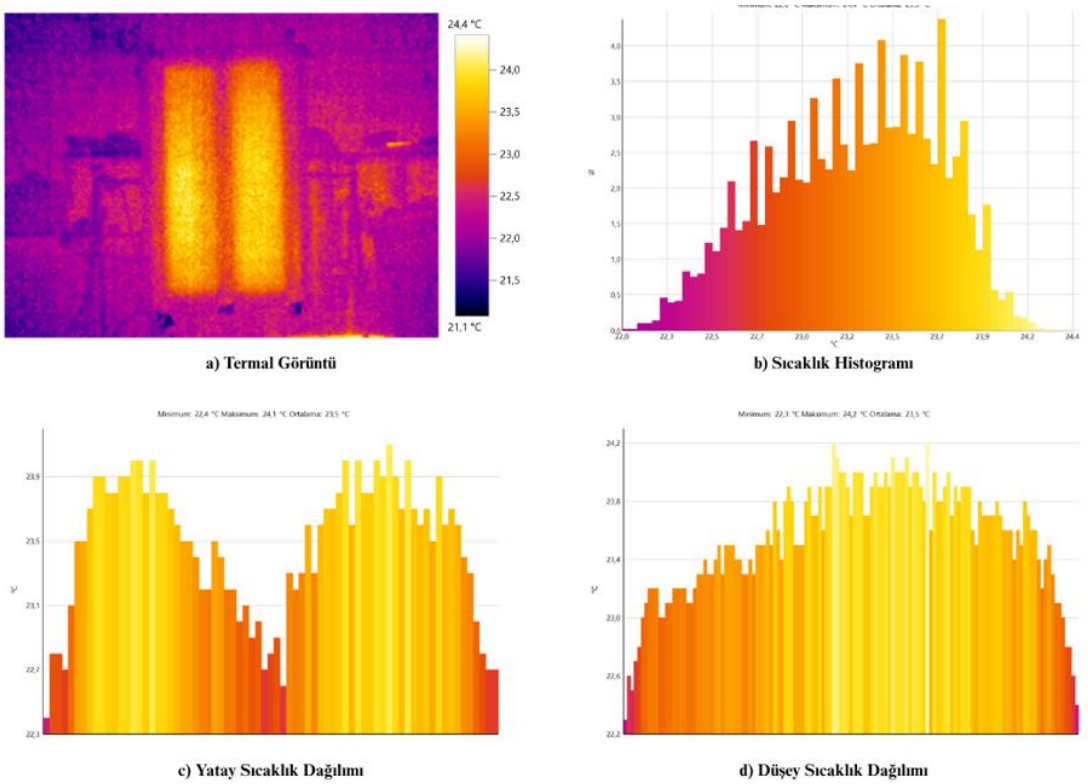
Şekil 7'de 9 V gerilim uygulanan sistemin kararlı haldeki termal görüntüleme analizi yer almaktadır. Şekil 7a'da termal görüntü, 7b'de sıcaklık histogramı, 7c'de yatay sıcak profili, 7d'de düşey sıcaklık profili gösterilmektedir. Uygulanan gerilim ile birlikte ısı üretimi tüm yüzeyde olmakta bununla beraber sıcaklığın orta bölgelede en yüksek seviyeye ulaştığı kenarlara doğru ise azalmaya başladığı görülmektedir. Maksimum sıcaklık noktasal olarak 24,4 ^oC olarak ölçülmekle beraber ortalama sıcaklık değeri 23,3 ^oC olarak hesaplanmaktadır.

Şekil 8'de 18 V gerilim uygulanan sistemin kararlı haldeki termal görüntüleme analizi yer almaktadır. Sıcaklık dağılımları her iki uygulama alanının orta bölgesinde maksimum seviyeye ulaşıp kenarlara doğru azalmaktadır. Maksimum sıcaklık noktasal olarak 30,4 ^oC olarak ölçülmekle beraber ortalama sıcaklık değeri 26,7 ^oC olarak hesaplanmaktadır.

Şekil 9'da 27 V gerilim uygulanan sistemin kararlı haldeki termal görüntüleme analizi yer almaktadır. Sıcaklık dağılımları her iki uygulama alanının orta bölgesinde maksimum seviyeye ulaşıp kenarlara doğru azalmaktadır. Maksimum sıcaklık noktasal olarak 47 ^oC olarak ölçülmekle beraber ortalama sıcaklık değeri 38,2 ^oC olarak hesaplanmaktadır.



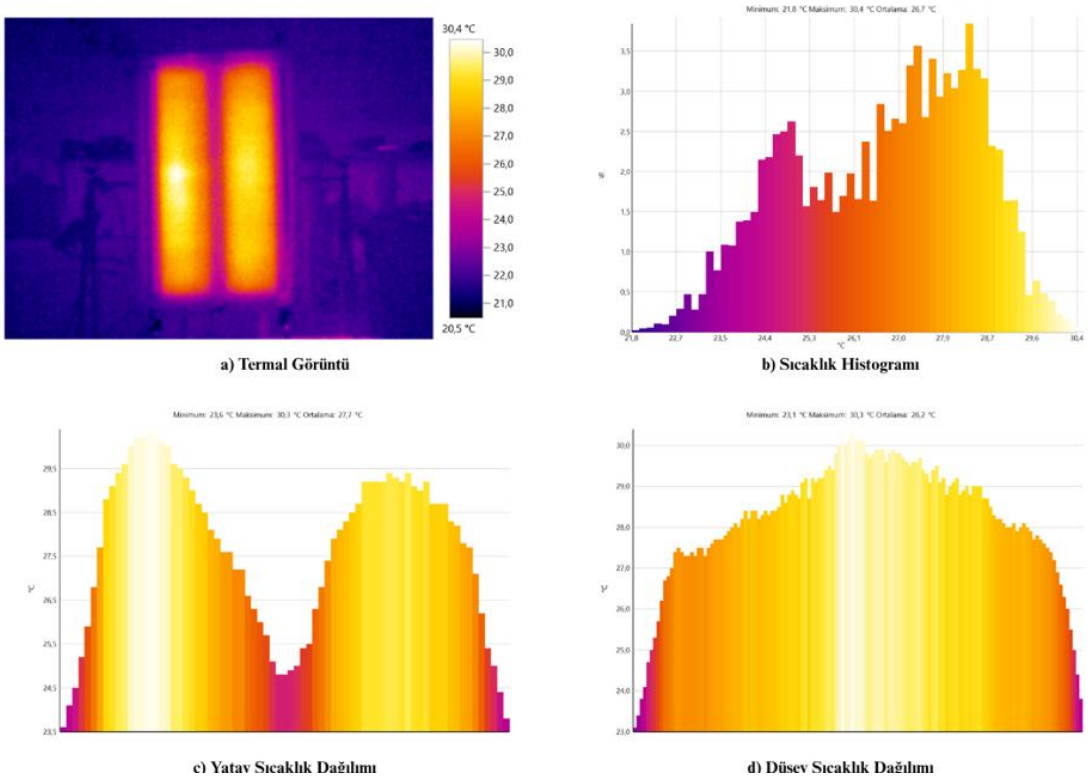
Şekil 6: Maksimum yüzey sıcaklıklarının zamanla değişimi (Seri bağlantı, 0,288 m^2)



a) Termal Görüntü b) Sıcaklık Histogramı

c) Yatay Sıcaklık Dağılımı d) Düşey Sıcaklık Dağılımı

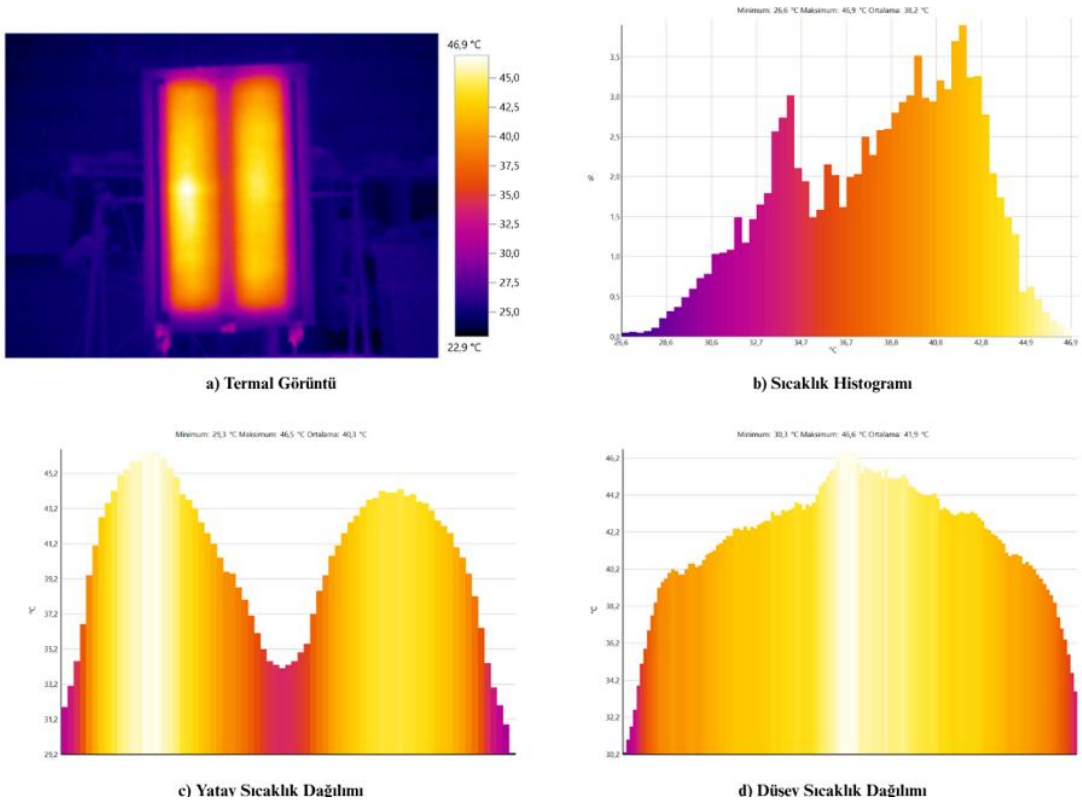
Şekil 7: 9 V gerilim altında oluşan termal görüntü ve sıcaklık dağılımları (Seri bağlantı, 0,288m^2 yüzey alanı).



a) Termal Görüntü b) Sıcaklık Histogramı

c) Yatay Sıcaklık Dağılımı d) Düşey Sıcaklık Dağılımı

Şekil 8: 18 V gerilim altında oluşan termal görüntü ve sıcaklık dağılımları (Seri bağlantı, 0,288m^2 yüzey alanı).



Şekil 9: 27 V gerilim altında oluşan termal görüntü ve sıcaklık dağılımları (Seri bağlantı, 0,288m^2 yüzey alanı).

Paralel Bağlantı ve 0,288m^2 Uygulama Yüzeyi

Gerçekleştirilen üçüncü grup deneyde ortada bulunan elektrot bir kutuba, sağ ve sol da bulunan elektrotlar ise diğer bir kutuba bağlanarak parallel bağlantı gerçekleştirilmiş ve güç kaynağından çekilen akımın ikiye bölünmesi sağlanmıştır. Bu bağlantı şekli için 9 V, 18 V ve 27 V uygulama gerilimleri uygulanmak istenmiş ama 27 V gerilim değeri güç kaynağından sağlanamamıştır. Sistemden geçen akımın ikiye bölünebilmesi sayesinden güç kaynağından daha fazla akım çekilmek istenmiş ama güç kaynağı bu akımı sağlarken istenilen gerilim değerini koruyamamıştır.

Şekil 10'da güç kaynağına paralel bağlanan 0,288m^2 lik yüzey alanına sahip deney düzeneğinin 9 V ve 18 V gerilim değerleri altında sıcaklık değişimleri ve bu sıcaklık değişimleri için logaritmik olarak uydurulan eğriler gösterilmiştir. Her iki gerilim değerinde deneye başlanması ile birlikte maksimum sıcaklık değerinin hızlı bir şekilde yükseldiği ve belli bir değerde sabitlenerek systemin kararlı hale geldiği gözlemlenmiştir. Farklı araştırmacıların teorik analizlerine katkı sağlamak için deneysel verilere uydurulan logaritmik eğriler ve bu eğrilein belirleme katsayısı (R^2) yine Şekil 10'da gösterilmiştir. Uygulanan gerilimin artması daha yüksek sıcaklıkların oluşmasına ve aynı zamanda kararlı hale ulaşma süresinin artmasına neden olmaktadır. Sürenin artması daha geniş bir veri seti ile eğri uydurma çalışması yapılabilmesine imkan vermektedir. 18 V için uydurulan logaritmik eğriler kabul edilebilir bir R^2 değerine sahipken 9 V için uydurulan eğrinin R^2 değeri istatiksel olarak makul seviyelerin çok altında kalmaktadır.

Sisteme 9 V gerilim uygulandığında başlangıç akımı sol taraftaki uygulama yüzeyinden 2,55 A, sağ taraftaki uygulama yüzeyinden ise 2,25 A olmak üzere toplamda 4,8 A olarak ölçülmüştür. Sistem kararlı hale ulaştığında ise sol taraftaki uygulama yüzeyinden 2,47 A, sağ taraftaki uygulama yüzeyinden ise 2,18 A olmak üzere toplamda 4,65 A olarak ölçülmüştür. Sistemin kararlı halde güç kaynağından çektiği güç 42,12 W olarak hesaplanmaktadır. Bu koşuşda ulaşılan maksimum yüzey sıcklığı ise 34,9 ^{o}C olmaktadır. Uygulama gerilimi 18 V olarak ayarlandığında başlangıç akımı sol taraftaki uygulama yüzeyinden 4,96 A, sağ taraftaki uygulama yüzeyinden ise 4,57 A olmak üzere toplamda 9,63 A olarak ölçülmüştür. Sistem kararlı hale ulaştığında ise sol taraftaki uygulama yüzeyinden 4,61 A, sağ taraftaki uygulama yüzeyinden ise 4,29 A olmak üzere toplamda 8,9 A olarak ölçülmüştür. Sistemin kararlı halde güç kaynağından çektiği güç 160,2 W olarak hesaplanmaktadır. Bu koşuşda ulaşılan maksimum yüzey sıcklığı ise 54,6 ^{o}C olmaktadır. Bu deney setine ait veriler Tablo 4'de toplu olarak gösterilmiştir.

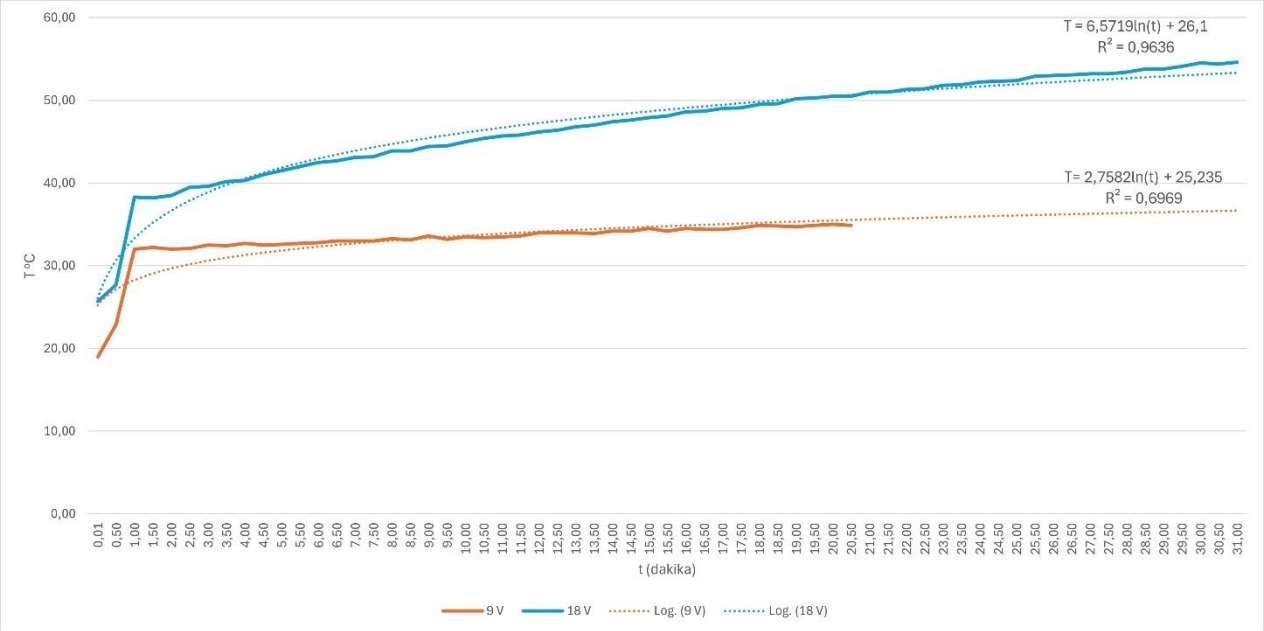
Tablo 4: Paralel bağlantı ve 0,288 m^2 lik deney düzeneği için toplanan veriler.

Deney No	Gerilim (V)	Başlangıç Akımı (A)	Kararlı Hal Akımı (A)	Güç (W)	Maksimum Sıcaklık (^{o}C)
1	9	4,8	4,65	42,12	34,9
2	18	9,63	8,9	160,2	54,6

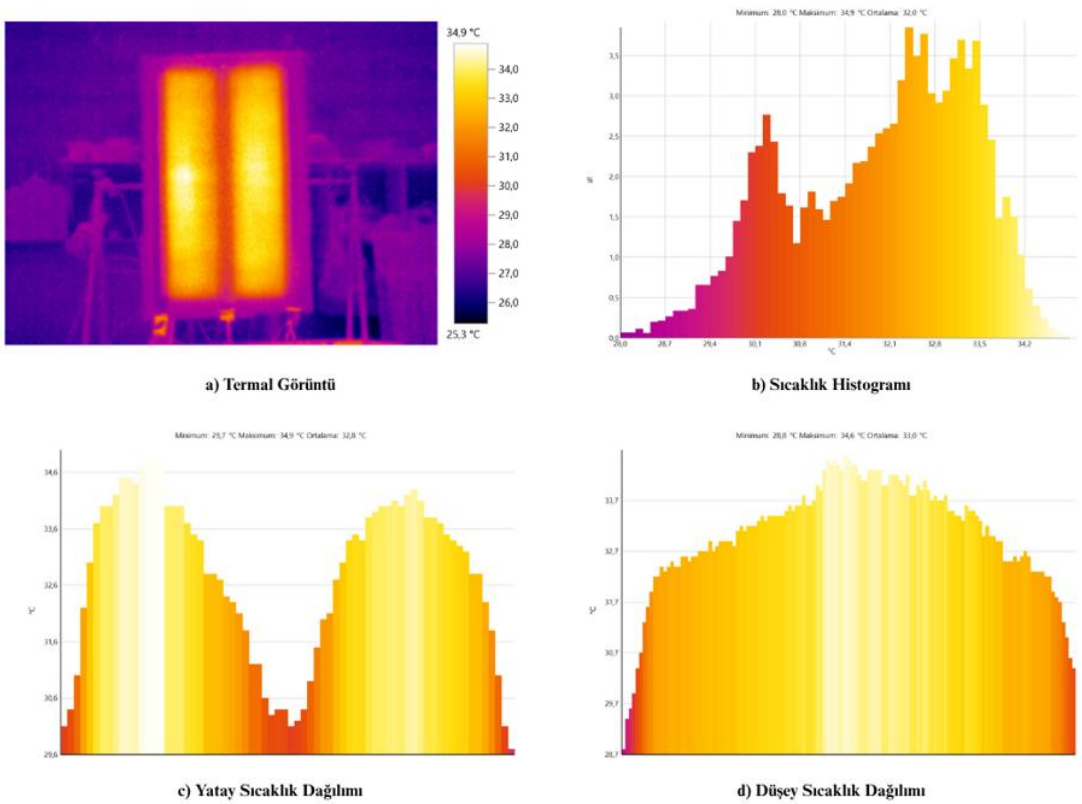
Şekil 11'de 9 V gerilim uygulanan sistemin kararlı haldeki termal görüntüleme analizi yer almaktadır. Şekil

11a'da termal görüntü, 11b'de sıcaklık histogramı, 11c'de yatay sıcak profili, 11d'de düşey sıcaklık profili gösterilmektedir. Uygulanan gerilim ile birlikte ısı üretimi tüm yüzeyde olmakla beraber sol taraftaki uygulama yüzeyinin ortasında maksimum sıcaklık 34,9 ºC olarak gözlemlenmektedir. Ortalama sıcaklık ise 32 ºC olarak ölçülmüştür. Şekil 11c'deki yatay sıcaklık dağılımından da görüldüğü üzere sol taraftaki uygulama yüzeyinden daha yüksek sıcaklıklar elde edilmektedir. Bunun temel nedeni boyanın yüzeye sürülmesi sırasında sol tarafa bir miktar fazla boya sürülmüş olma ihtimalidir. Bu nedenle buradaki iletkenlik artmakta ve bu yüzeyden daha fazla akım çekilmekte ve bu suretle daha yüksek sıcaklıklara ulaşılmaktadır.

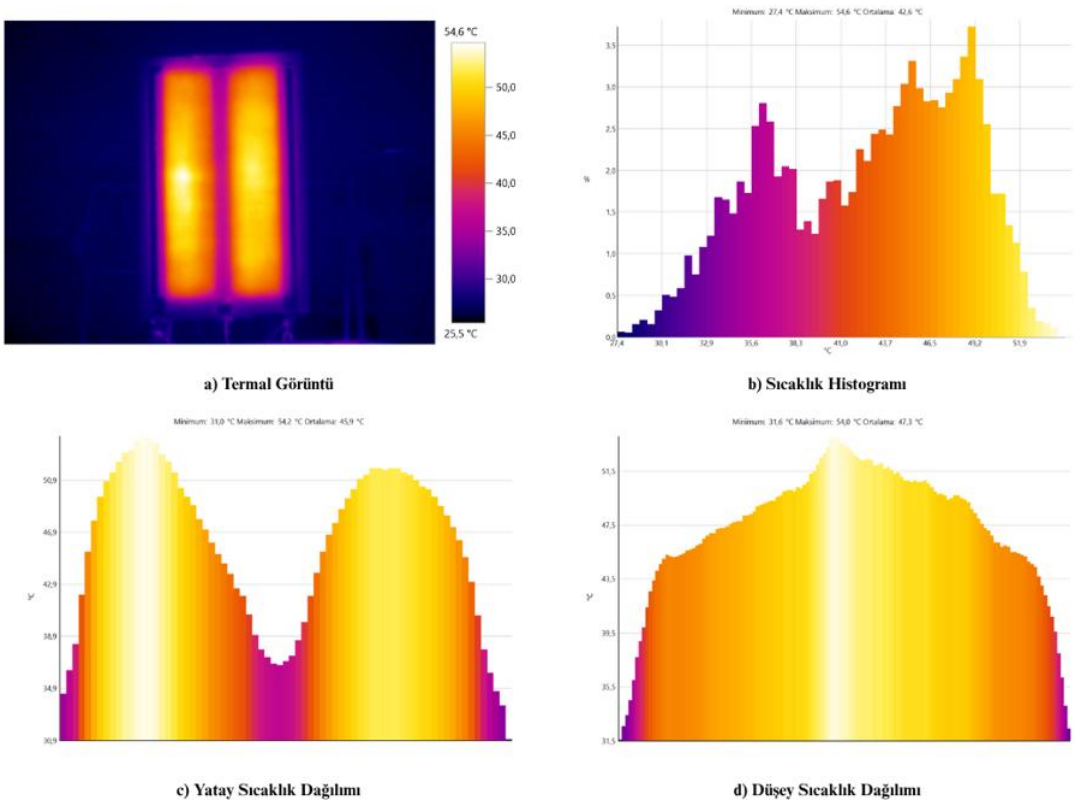
Şekil 11'de 18 V gerilim uygulanan sistemin kararlı haldeki termal görüntüleme analizi yer almaktadır. Burada da sol taraftaki uygulama yüzeyinde bir miktar daha yüksek sıcaklık seviyesine ulaşıldığı görülmektedir. Maksimum sıcaklık noktasal olarak 54,6 ºC olarak ölçülmekle beraber ortalama sıcaklık değeri 42,6 ºC olarak hesaplanmaktadır.



Şekil 10: Maksimum yüzey sıcaklıklarının zamanla değişimi (Paralel bağlantı, 0,288 m^2)



Şekil 11: 9 V gerilim altında oluşan termal görüntü ve sıcaklık dağılımları (Paralel bağlantı, 0,288m^2 yüzey alanı).



Şekil 12: 18 V gerilim altında oluşan termal görüntü ve sıcaklık dağılımları (Paralel bağlantı, 0,288m^2 yüzey alanı)

SONUÇLAR ve TARTIŞMA

Farklı uygulama gerilimleri, farklı yüzey alanları ve farklı kutuplama yöntemleri ile gerçekleştirilen deneysel çalışmalar ile uygulama yüzeyi üzerinden termal görüntüleme yapılmış ve bu görüntüler detaylıca analiz edilmiştir. Öncelikli olarak tüm deneylerde sıcaklığın deney başlangıcından itibaren hızlıca yükseldiği ve bu sıcaklık artışının zamanla azalarak sistemin bir süre sonra kararlı hale ulaştığı gözlemlenmiştir. Sıcaklıktaki bu

değişim logaritmik bir hareket olup deneysel sonuçlar logaritmik eğrilere uydurulmuştur. Elde edilen denklemler Tablo 5'de toplu olarak verilmektedir. Bu eğrilerden 9 V ile gerçekleştirilen deneylere ait olanlar istatiksel olarak kabul edilebilir seviyenin altında R^2 değerine sahiptir.

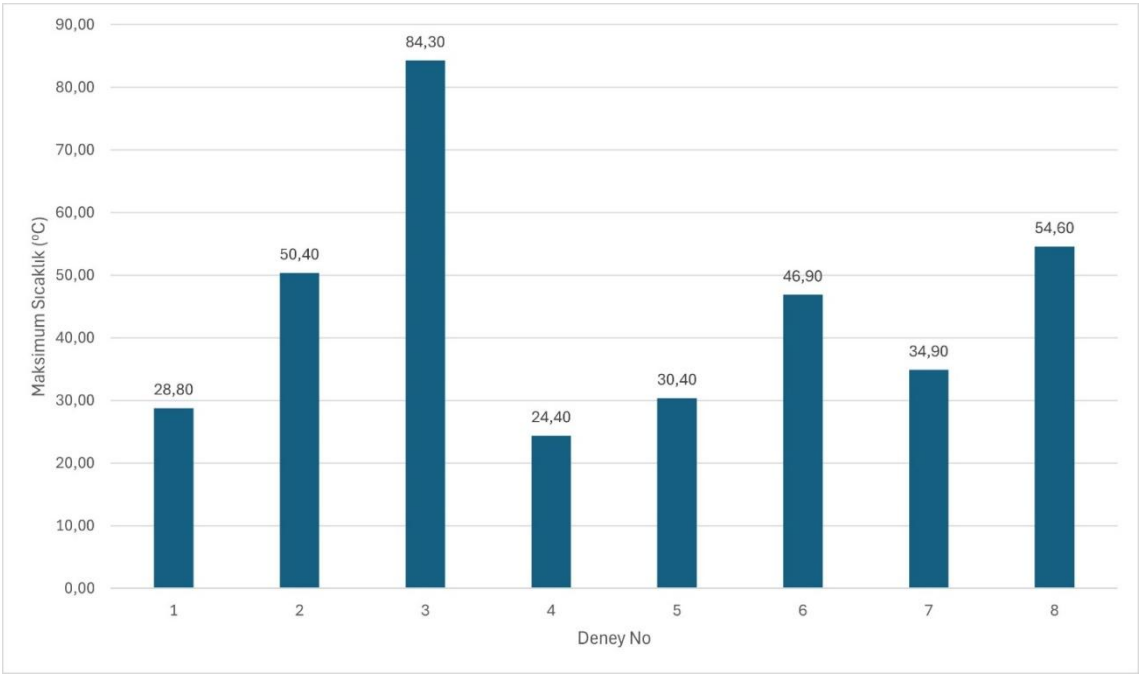
Tablo 5: Sıcaklığın zamanla değişimi için uydurulan eğri denklemleri

Deney No	Eğri Denklemi	R^2
1	$T = 2{,}0006 \ln t + 21{,}071$	0,914
2	$T = 6{,}822 \ln t + 20{,}831$	0,9764
3	$T = 13{,}567 \ln t + 20{,}094$	0,976
4	$T = -0{,}453 \ln t + 24{,}8$	0,0106
5	$T = 2{,}1886 \ln t + 21{,}219$	0,9534
6	$T = 5{,}1555 \ln t + 21{,}78$	0,9616
7	$T = 2{,}7582 \ln t + 25{,}235$	0,6969
8	$T = 6{,}5719 \ln t + 26{,}1$	0,9636

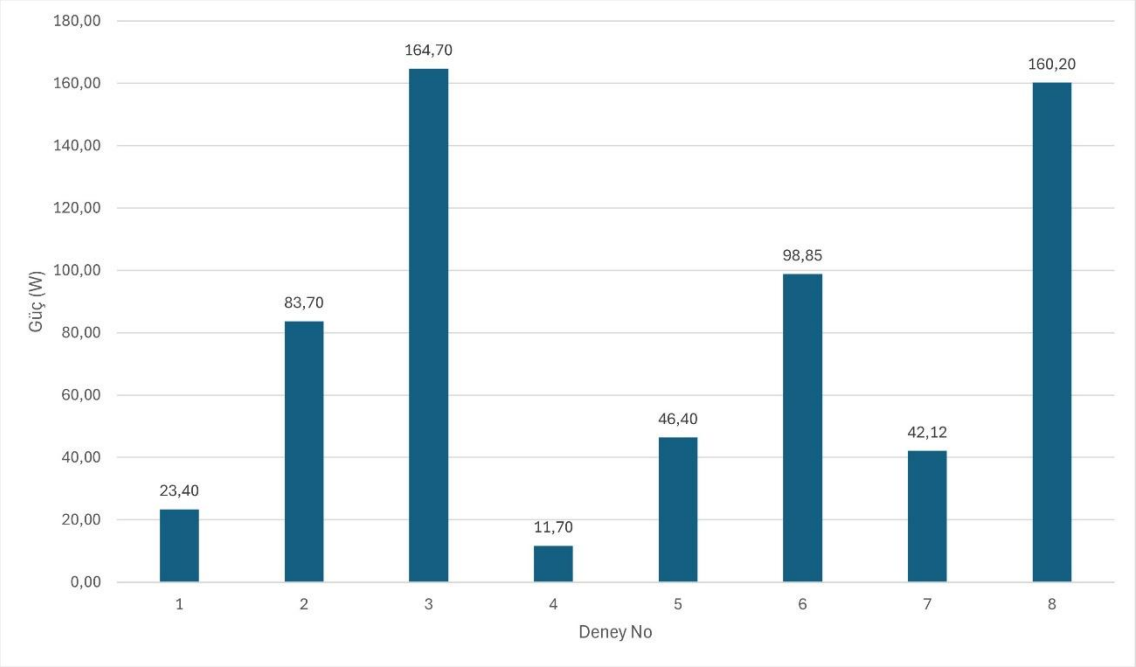
Yüzey alanı, bir diğer deyişle iki elektrot arası mesafe bir diğer önemli parmetre olarak karşımıza çıkmaktadır. Şekil 13'de ulaşılan maksimum yüzey sıcaklıkları karşılaştırmalı olarak gösterilmiştir. Görüldüğü üzere 1 numaralı deneyin maksimum yüzey sıcaklığı 4 numaralı deneyden, 2 numaralı deneyin maksimum yüzey sıcaklığı 5 numaralı deneyden ve 3 numaralı deneyin maksimum yüzey sıcaklığı 6 numaralı deneyin maksimum yüzey sıcaklığından daha yüksektir. Bu deneyler arasındaki tek fark yüzey alanı, yani iki elektrot arası mesafe olduğu için yüzey alanı düşük olan (0,144 m^2) sistemlerin iç direnci daha düşük olmakta ve güç kaynağından daha yüksek akım çekebilmektedir. Bunun sonucunda ise yüzey sıcaklıkları daha yüksek seviyelere çıkabilmektedir.

Uygulama geriliminin maksimum yüzey sıcaklığı üzerindeki etkisi de beklenildiği üzere pozitif olmaktadır. Gerilim değeri attıkça sistemin güç kaynağı üzerinden çektiği akım artmakta dolayısıyla ulaşılabilen maksimum sıcaklık değeri artış göstermektedir. Eldeki deneysel veriler sınırlı olmakla beraber gerilim artışı ile maksimum yüzey sıcaklığı artışının doğrusal olmadığı izlenimini vermektedir. Bu husus daha ileri bir araştırma gerekmektedir.

Deneysel çalışmalar ile ayrıca farklı kutuplama yöntemleri arasındaki farklar incelenmiştir. Aynı yüzey alanına sahip olmak üzere seri ve parallel kutuplama ile yapılan deneylerden elde edilen veriler karşılaştırıldığında paralel kutuplama ile daha yüksek sıcaklık değerlerine ulaşıldığı gözlemlenmiştir. 7 numaralı deneyde 34,9 ºC sıcaklığa ulaşılırken 1 numaralı deneyde 28,8 ºC sıcaklığa ulaşılmıştır. Aynı şekilde 8 numaralı deneyde 54,6 ºC sıcaklık değeri ölçülürken 2 numaralı deneyde 50,4 ºC sıcaklık değeri ölçülmüştür. Elektrotlar arası mesafe aynı olduğu için normalde beklenen sonuç ölçülen sıcaklık değerlerinin aynı çıkmasıdır. Bununla beraber parallel kutuplamada bir yerine iki yüzey alanına uygulama yapma gerekliliği nedeniyle tek bir güç kaynağı yeterli olmamış ve sisteme iki güç kaynağı seri olarak bağlanmıştır. Bu sayede sistemin ihtiyaç duyduğu daha yüksek seviyedeki akım sağlanabilmiştir. Bu sonuç bize deneylerin daha yüksek güç verebilen bir güç kaynağı ile tekrarlanması halinde daha yüksek sıcaklık değerlerine erişilebileceğini, dolayısıyla akım kontrolünün de daha ileri çalışmalarda bir parametre olarak ele alınması gerekliliğini göstermiştir.



Şekil 13: Kararlı haldeki maksimum sıcaklık değerlerinin karşılaştırması.



Şekil 14: Kararlı halde güç kaynağından çekilen gücün karşılaştırması.

Elde edilen maksimum sıcaklık değerleri incelendiğinde, özellikle bazı sıcaklık değerlerinin çok yüksek olduğu ve bu haliyle emniyetli çalışma imkanını ortadan kaldırdığı veya yerden ısıtma gibi uygulamalar için elverişli olmadığı gözlemlenmektedir. Konut ısıtması söz konusu olduğunda uygulama yapılan ülkenin regülasyonları dahilinde mümkün olan en yüksek sıcaklık değeri değil en homojen sıcaklık dağılımı değeri önem kazanmaktadır.

Şekil 14 incelendiğinde sistemin kararlı haldeki güç kaynağından çekmiş olduğu güç karşılaştırmalı olarak gösterilmiştir. Maksimum güç 3 numaralı deneyde (Seri bağlantı, 0,144 m^2, 27 V) 164,7 W olarak ölçülmüştür. İkinci en yüksek değer ise 8 numaralı deneyde (Paralel bağlantı, 0,288 m^2, 18 V) 160,2 W olarak elde edilmiştir. İşletme güvenliği ve termal konfor şartları açısından düşünüldüğünde hemen hemen aynı miktardaki güç daha düşük bir gerilim ile daha düşük bir maksimum sıcaklık değeri ile elde edilebildiği için 8 numaralı deneydeki işletme koşullarının daha uygun görünmektedir.

DEĞERLENDİRME

Bu çalışmada grafen katkılı ısı boyasının konut ısıtma uygulamalarında kullanımına yönelik deneysel bir araştırma gerçekleştirilmiştir. Boardex malzeme üzerine örnek bir uygulama gerçekleştirilerek farklı yüzey alanları, farklı kutuplama yöntemleri ve farklı işletme gerilimleri altında deney düzeneğinin güç kaynağından çektiği akım değerleri ve yüzey sıcaklıkları ölçülmüştür.

Genel olarak tüm deneylerde deneyin başlangıcına müteakip ölçülen yüzey sıcaklık değerinin hızlıca arttığı ve bir noktada sabitlenerek kararlı hale geldiği gözlemlenmiştir. Grafiklerden gözlemlenen bu duruma istinaden deney verileri ile logaritmik eğriler uydurulmuştur. 9 V ile gerçekleştirilen deneylerin daha erken kararlı hale gelmesi neticesinde daha az veri barındırması ve sıcaklık değişimlerinin çok küçük olması nedeniyle uydurulan logaritmik eğrilerin istatiksel olarak kabul edilebilir olmadığı gözlemlenmiştir.

Elde edilen en yüksek sıcaklık değeri 3 numaralı deneyde (Seri bağlantı, 0,144 m^2, 27 V), en düşük sıcaklık değeri ise 4 numaralı deneyde (Seri bağlantı, 0,288 m^2, 9 V) elde edilmiştir. Maksimum sıcaklık değerleri beklenildiği üzere orta noktalarda gözlemlenmiş olup kenarlara doğru sıcaklıklar azalmaktadır. Gözlemlenen bir diğer husus da fırça ile yapılan boya uygulamasının istenilen düzeyde homojen boya dağılımı vermemesi nedeniyle sıcaklık profillerinin değişiminin yatay ve düşey kesitler boyunca parabolik bir değişim göstermemesidir. Bununla beraber konut ısıtması gibi bir uygulamada bu durum ihmal edilebilir bir hususdur.

Güç kaynağından çekilen güçler karşılaştırıldığında en yüksek gücün 3 numaralı deneyde (Seri bağlantı, 0,144 m^2, 27 V) en düşük gücün ise 4 numaralı deneyde (Seri bağlantı, 0,288 m^2, 9 V) çekildiği gözlemlenmiştir. Her ne kadar efektif bir ısıtma işlemi için güç kaynağından çekilen güç miktarı önemli olsada emniyetli çalışma koşulları ve termal konfor gibi kıstaslar da düşünüldüğünde 8 numaralı deney (Paralel bağlantı, 0,288 m^2, 18 V) koşullarının ideal bir ısıtma uygulamasıı için daha uygun olduğu değerlendirilmektedir.

KAYNAKLAR

Patent, 2018, Shandong Qiyuan Nano Technology Co ltd., Electric heating wallpaper, *CN108915184B*, China

Patent, 2018, Hangzhou Chaotan New Material Tech Co Ltd., A kind of preparation method of floor heating electric hot plate, *CN109280425A*, China

Abdul-Rahman O. Raji, Tanvi Varadhachary, Kewang Nan, Tuo Wang, Jian Lin, Yongsung Ji, Bostjan Genorio, Yu Zhu, Carter Kittrell, and James M. Tour, 2016, Composites of Graphene Nanoribbon Stacks and Epoxy for Joule Heating and Deicing of Surfaces, *ACS Applied Materials & Interfaces*, 8 (5), 3551-3556

Nicholas J.Y. Liew, Mohammad F.B. Suhaimi, Dayoung Ju, Hyunjin Lee, 2024, Design and development of electric radiant heaters for local heating inside the cabin of electric vehicles, *Applied Thermal Engineering*, Volume 256, 124087

Patent, 2014, Material And Industrial Technology Research Institute Beijing, Water-based electric heating nano paint composition and coating and its preparation method and application, *CN105017831B*, China

KIŞ KOŞULLARINDA ELEKTRİKLİ ARAÇ KABINLERİNDE GELİŞMİŞ TERMAL YÖNETİM İÇİN PCM KULLANIMI

Faraz AFSHARİ*, Ali ÇELİK*, Burak MURATÇOBANOĞLU*, Emre MANDEV*
*Erzurum Teknik Üniversitesi, Mühendislik ve Mimarlık Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü,
25100 Yakutiye, ERZURUM, faraz.afshari@erzurum.edu.tr, ali.celik@erzurum.edu.tr,
burak.muratcobanoglu@erzurum.edu.tr, emre.mandev@erzurum.edu.tr

Özet: Elektrikli araçlara (EVs) olan talep artmaya devam ettikçe, soğuk hava koşullarında kullanıcı konforunu artırmak ve sürüş menzilini uzatmak amacıyla kabin termal yönetim sistemlerinin optimize edilmesi giderek daha kritik hale gelmektedir. Bu makale, elektrikli araçların kabinlerine Faz Değişim Malzemelerinin (PCMs) entegre edilmesinin, ısıtma verimliliğini artırma ve enerji tüketimini azaltma açısından potansiyelini araştırmaktadır. Bu çalışma, PCM'lerin termal özelliklerini, otomotiv uygulamaları için uygunluklarını ve kabin sıcaklık düzenlemesine etkilerini incelemektedir. Ayrıca, PCM tabanlı termal yönetim sistemlerinin EV kabin ısıtma performansını artırmadaki etkinliğini göstermek amacıyla deneysel veriler ve termal kamera görselleri sunulmuştur. Çalışmanın sonucunda, PCM paketlerinin sayısının artırılmasının, kabine aktarılan gizli ısı miktarını ve süresini artırdığı gözlemlenmiştir. Özellikle, 9 PCM paketinin kullanıldığı durumda, test süresinin önemli bir bölümünün gizli ısı transferine ayrıldığı anlaşılmıştır. Sonuç olarak, her biri 200 gram PCM içeren 3 paketli durumla karşılaştırıldığında, aktarılan toplam ısıl enerjinin yaklaşık 3 kat arttığı belirlenmiştir. Bu bulgular, EV'lerde PCM entegrasyonunun, sürdürülebilir ve verimli kış iklimlendirme çözümleri için önemli bir potansiyele sahip olduğunu göstermektedir.
Anahtar Kelimler: Faz değiştiren malzeme, Isıtma sistemleri, Termal yönetim, Elektrikli araç.

UTILIZING PCM FOR ENHANCED THERMAL MANAGEMENT IN ELECTRIC VEHICLE CABINS DURING WINTER CONDITIONS

Abstract: As the demand for electric vehicles (EVs) continues to rise, optimizing cabin thermal management systems becomes increasingly critical for enhancing user comfort and extending driving range during cold weather conditions. This paper investigates the potential of integrating Phase Change Materials (PCMs) into cabins of EVs as a means of improving heating efficiency and reducing energy consumption. This study examines the thermal properties of PCMs, their suitability for automotive applications, and their impact on cabin temperature regulation. Furthermore, experimental data and thermal camera visualization results have been presented to illustrate the effectiveness of PCM-based thermal management systems in enhancing EV cabin heating performance. As a consequence of this study, it was observed that augmenting the number of PCM packs led to an increase in both the duration and quantity of latent heat transfer into the cabin. It was deduced that employing 9 PCM packs dedicated a substantial portion of the test duration to latent heat transfer. As a result, when compared with the scenario where there are 3 PCM packs (Each pack is filled with 200g of PCM.), the total amount of transferred thermal energy has increased by 3 times. The findings highlight the significant potential of PCM integration in EVs for achieving sustainable and efficient winter climate control solutions.
Keywords: Phase change material, Heating systems, Thermal management; Electric vehicle.

INTRODUCTION

With the rapid expansion of electric vehicle (EV) adoption, enhancing cabin thermal management systems has become a focal point for improving user comfort and extending driving range, especially during winter conditions (Wu et al., 2024; Zhang et al., 2023; Hajidavalloo et al., 2023). Traditional heating systems in internal combustion engine vehicles are not directly transferrable to EVs due to the absence of waste heat from engine operation (Zavaragh et al., 2017; Ceviz and Yüksel, 2006; Efe et al., 2018; Wróblewski, 2023). Consequently, innovative solutions are imperative to efficiently regulate cabin temperatures while minimizing energy consumption and maximizing driving range (Xie et al., 2020; Lipu et al., 2021). One promising avenue is the use of Phase Change Materials (PCMs) (Jaguemont et al., 2018; Wu et al., 2019; Faraj et al., 2019) as

efficient solution into EV cabins, offering a novel approach to thermal management. PCMs are materials capable of absorbing and releasing large amounts of latent heat during phase transitions, providing a passive yet effective means of temperature regulation (Ceviz et al., 2023; Yoladı et al., 2024). By harnessing the latent heat properties of PCMs, EV manufacturers can potentially enhance cabin heating efficiency and reduce reliance on active heating systems, thereby contributing to improved energy sustainability and user experience. Furthermore, it's crucial to consider different heating systems such as heat pump technologies (Wang et al., 2020; Li et al., 2020; Deymi-Dashtebayaz and Valipour-Namanlo, 2019; Mauro et al., 2023;Afshari et al., 2023; Carroll et al., 2020), solar heating (Afshari et al., 2020; Lee et al., 2022), electric heating systems (Cvetković and Nešović, 2021; Gao et al., 2022), and thermoelectric heating (Chen et al., 2020; Makanjuola et al., 2021; Blum et al., 2023), each offering unique advantages and challenges in the pursuit of energy efficiency and sustainability. However, for EVs, PCMs emerge as a viable option for energy storage due to their ability to operate independently from the vehicle's battery during driving, thereby preserving battery range. Hence, PCM integration holds promise for enhancing thermal management in EVs, offering a compelling solution to optimize energy utilization and maintain cabin comfort levels during winter conditions.

In the field of employing PCMs for cabin thermal management and battery thermal management in EVs, numerous invaluable studies have been presented. In a study, experimental research and comprehensive computational investigations were conducted on composites-based PCMs for battery thermal management systems in EVs. A passive-based Battery Thermal Management System for EVs, examining the potential of replacing conventional natural air cooling of battery modules with PCMs and composite PCMs were explored. The effectiveness of reducing battery module temperatures using composite-based PCMs were evaluated (Subramanian et al., 2024). Patel et al., (2024) investigated the impact of battery cell spacing on the thermal performance of a lithium-ion battery pack filled with PCM. The study aimed to determine the optimal amount of PCM, conducting battery charging experiments on a 48V, 25Ah battery pack. The use of PCM OM42 resulted in an 18% reduction in battery temperature. Both inline and staggered arrangements proved equally effective. Napa et al. (2023) conducted a study on the design of a novel thermal management system for Li-ion battery modules utilizing a metal matrix-based passive cooling method. They developed a 3D electro-thermal model for a lithium-ion cell pack and assessed the impact of constant and variable heat generation rates on the thermal behavior of Li-ion cells. The study also presented a methodology for selecting suitable PCMs for battery cooling. Rezaei et al. (2021) conducted a study on the performance assessment of a range-extended EV under real driving conditions, employing a novel PCM-based HVAC system. They designed a single PCM heat exchanger within a reversible heat pump for air conditioning in EVs. The study presented a comprehensive model for EV cabin thermal management and evaluated the vehicle's performance under real driving conditions, considering cold and hot starts. The usage of PCM increased the EV's range by 19% and 11% in cooling and heating modes, respectively . In another study, the modeling of air conditioning systems with storage evaporators for vehicle energy management was investigated (Zhang et al., 2016). Gürbüz et al. (2022) investigated on the solidification process of a latent heat thermal energy storage system which stores the heat energy emitted into the atmosphere with the exhaust gases of Internal Combustion Engine (ICE) vehicles using PCMs enhanced with nanoparticles (Al_2O_3). The study utilized RT55 paraffin wax as the PCM and explored the interior heating process. The heat energy stored in the PCM container was discharged to the automobile cabin via a closed-circuit liquid circulation system integrated with the heating radiator system in the automobile cabin. Other valuable studies in the field include the utilization of PCM and thermoelectric coolers for battery thermal management systems, the implementation of extended surfaces in paraffin wax PCMs for the thermal management of cylindrical lithium-ion batteries, the analysis of cars incorporating PCMs, and the enhancement of thermal conductivity in PCMs using ultrathin graphite foams for thermal energy storage (Siddique et al., 2018; Chen et al, 2022; Oró et al., 2016; Ji et al., 2014).

On the contrary, a review of the literature on lithium-ion batteries reveals a significant focus from researchers, with numerous valuable studies being presented in this field. In a study, thermal management systems (TMSs) from both literature and the automotive industry were compared. External TMSs employed various mediums such as air, liquid, refrigerant, PCM, and heat pumps. However, internal heating strategies were noted to expedite heating time but were associated with cell degradation (Maiorino et al., 20224). Lithium-ion batteries play a crucial role in transitioning gasoline-powered cars to EVs, yet their reliability is susceptible to various factors. A study scrutinized power and capacity fade as reliability indicators across different conditions, discussing emerging trends in battery applications for EVs. Qualitative analysis and risk management were leveraged to delineate reliable and unreliable battery operation zones based on degradation circumstances (Ali et al., 2024). The battery stands as a pivotal and significant component of EVs, where ensuring an accurate State of Charge (SoC) for lithium-ion batteries is paramount for optimal performance. A robust SoC prediction model is imperative for precise battery balancing and accurately gauging the remaining driving range of electric cars. A study undertook the task of crafting such a model through a novel deep learning approach and dimensionality reduction techniques. The

study meticulously gathered current, voltage, and temperature data from publicly available datasets, standardizing the data through normalization procedures (Jayaraman and Thottungal, 2024). The efficacy and safety of Lithium-ion batteries hinge significantly on operating temperatures, prompting the need for a battery thermal management system (BTMS) in EVs. A study introduced a model of a BTMS employing a single cylindrical lithium-ion cell adorned with longitudinal and spiral fins on the surface to gauge cooling effectiveness. The investigation scrutinized the impact of fin number, rotation, thickness, length, and position across various current rates. The findings revealed that spiral fins reduced cell temperature by 3.2%, thereby leading to a noteworthy decrease in material usage (Alzwayi and Paul, 2024). In a study led by Singh and Reddy (2023), researchers delved into predicting capacity degradation in EV battery packs through the integration of a deep learning architecture and the Internet of Things (IoT). A study delved into optimizing BEMS for EVs utilizing IoT and AI technologies. Due to their higher energy density, lithium-ion batteries were the preferred choice. The research sought to improve battery State of Health (SoH) and State of Charge (SoC) predictions by leveraging AI-powered Cloud Services, with a focus on enhancing cost-effectiveness and durability (Gali et al., 2024). In a study scrutinizing Brazil's transport sector's CO_2 emission reduction pathway, the sustainability of Flex-Fuel Vehicles (FFVs) for Brazilian passenger cars underwent analysis. The study unveiled that small electric cars were sustainable for long-term use. Furthermore, Hybrid Electric Vehicles (HEVs) and Plug-in Hybrid Electric Vehicles (PHEVs) were identified as suitable options for curtailing CO_2 emissions (Velasquez et al., 2024). The potential challenges associated with recycling Advanced Solid-State Lithium Metal Batteries (ASSLMBs) were analyzed in contrast to Li-ion batteries. The current progress and future prospects for recycling ASSLMBs were summarized, underscoring the significance of developing sustainable recycling technologies prior to the widespread adoption of ASSLMBs in the market. A battery-recycling-oriented design for ASSLMBs was emphasized to elevate recycling rates and optimize profitability. Additionally, future research directions, challenges, and opportunities were outlined to offer strategies for achieving the sustainable development of ASSLMBs (Wu et al., 2023). In a research study, state-of-charge (SoC) estimation techniques for Battery Management Systems (BMS) underwent analysis, with a particular focus on two primary approaches: model-based and data-driven. Model-based methods employ a variety of battery models and mathematical equations, frequently utilizing series-parallel combinations of resistance and capacitance electrical circuits to depict battery characteristics (Singh et al., 2023). In a study, a thorough investigation into PCMs used in lithium-ion batteries was undertaken. Hybrid thermal systems incorporating PCMs were analyzed, and a comprehensive examination of the impact of vibration on PCMs was provided (Khan et al., 2023).

Despite the considerable attention given to lithium-ion batteries and various thermal management strategies in EVs, there remains a discernible gap for studies focusing on utilizing PCMs for enhanced thermal management in EV cabins during winter cold conditions. in this context, while existing research explores PCM applications in battery thermal management and cabin temperature regulation, the specific focus on leveraging PCMs to address winter conditions for enhancing battery range is relatively scarce. By investigating the integration of PCMs into EV cabins during winter, particularly targeting battery range enhancement, this proposed study aims to fill this critical gap in the literature. Implementing PCMs as a simple and applicable method for cabin thermal management during winter conditions holds the potential to mitigate the adverse effects of cold temperatures on battery performance, ultimately contributing to increased EV range and efficiency. Therefore, this study seeks to explore innovative solutions that could significantly improve EV performance and address the practical challenges associated with winter driving conditions.

MATERIALS AND METHODS

In this investigation, an EV of the Citroen Ami model, operating on 100% electric power, was employed. This vehicle is characterized by dimensions of 2.14 m in length, 1.39 m in width, and 1.52 m in height. The interior cabin volume is about 2.8 m3, and it can be considered that the cabin is filled with approximately 3.36 kg of air. The vehicle provides a range of 75 km in a single trip using a 5.5 kWh Li-ion battery. However, during winter months, the use of the internal battery-assisted heater significantly reduces this range. Therefore, this research aims to assess whether thermal comfort can be maintained without activating the internal heater through the utilization of PCM. In this context, RT50 PCMs, prepared in packs of 3, 6, and 9 units, are introduced into the vehicle on cold days to attempt passive heating. The PCM packs have been presented in Figure 1.a, and the characteristics of the employed PCMs have been detailed in Table 1. Each pack contains 200 g of PCM. After undergoing a solid-to-liquid phase transition in a Gunt brand WL110 model (Figure 1.b) heat exchanger used as water bath, the PCMs were placed inside the vehicle. The mentioned water bath temperature has been set at a constant 70 °C. The process of heating the PCMs was carried out in the water-filled tank of the heat exchanger. PCM packs were immersed in the hot water within the heat exchanger, thereby facilitating the attainment of phase-change temperatures transitioning the PCMs from solid to liquid states. In the next step, the energy stored by the PCMs has been gradually transferred into the vehicle interior. The temperature measurements in the experiments were conducted using four K-type thermocouples, with two

placed inside the cabin, one in the external ambient, and another within the PCM pack. The measurements were digitally transferred to a computer by using an Ordel-UDL200 brand data logger with a precision of ±0.1 °C.

Table 1. Thermophysical properties of RT50 PCM.

Specific heat capacity	2 kJ/kgK
Thermal conductivity	0.2 W/mK
Latent heat capacity (±7.5%)	160 kJ/kg
Solid density at 15 °C	0.88 kg/L
Liquid density at 80 °C	0.76 kg/L
Melting point	45-51 °C
Flash point	> 200 °C



Figure 1. PCM packs (a) and utilized heat exchanger (b).

In order to analyze and discuss the experimentally obtained data, a series of computational procedures need to be applied. Given the primary focus of this study on thermal comfort, the thermal energies constitute a crucial aspect. Throughout the testing period of the vehicle cabin, the net thermal energy can be calculated as presented in Eq. 1. This value is determined by dividing the net heat energy obtained using initial and final temperature values by the duration of the test.

$$Q_{net,c} = m_a Cp_a \ T_f - T_i \quad (1)$$

Here, ma represents the mass of the air inside the cabin, and it is determined by multiplying the volume of the cabin interior by the density of the air, as indicated in Eq. 2.

$$m_a = \rho_a V_c \quad (2)$$

During phase change, the thermal energy introduced into the cabin by PCM packs is obtained by multiplying the latent heat and mass of PCM. Considering there is no temperature change during the phase transition, Eq. 3 can be expressed as,

$$Q_{latent} = m_{PCM} h_{fg,PCM} \quad (3)$$

PCMs change to a solid phase and transfer latent heat energy into the cabin. However, as there is still a temperature difference between temperature of the PCMs and the interior of the cabin, thermal energy persists. The calculation of this sensible heat energy transfer ($Q_{sensible}$) is determined as given in Eq. 4.

$$Q_{sensible} = m_{PCM} Cp_{PCM} \ T_f - T_i \ _{PCM} \quad (4)$$

The sum of latent and sensible energy transfers gives the total amount of thermal energy transferred to the cabin by PCMs during the test period, as indicated in Eq. 5.

$$Q_{PCM,tot} = Q_{sensible} + Q_{latent} \quad (5)$$

Uncertainty analysis is conducted to assess the reliability of experimental studies and to determine the precision of the obtained results. This analysis is employed to identify errors, quantify data uncertainties, and establish confidence intervals for the outcomes. The uncertainty values are presented in Table 2.

Table 2. Results of uncertainty analysis.

Parameters	Uncertainty (%)
m_a	0.2
$Q_{net,c}$	4.4
Q_{latent}	6.4
$Q_{sensible}$	2.5
$Q_{PCM,tot}$	6.8

RESULTS AND DISCUSSION

In this section, the results obtained from experiments are presented in the form of diagrams, assessed, and discussed. The all experiments were conducted on cold days of winter in a shaded area devoid of direct sunlight. This choice was made to avoid the potential interference of solar radiation, which could introduce additional heat into the vehicle, thereby making it challenging to observe the heat transferred from the PCM packs to the surroundings. Figure 2 illustrates the variations in outdoor temperature throughout the test time. As evident from the figure, ambient temperatures remained within the range of -0.1 and +1.2 °C for all experiments. This consistency strengthens the comparability of the experiments. On the day of the experiments involving 9 PCM packs, the outdoor temperature was generally measured at 0 °C. This lower temperature compared to the other experiments indicates that these particular experiments was conducted under colder conditions.

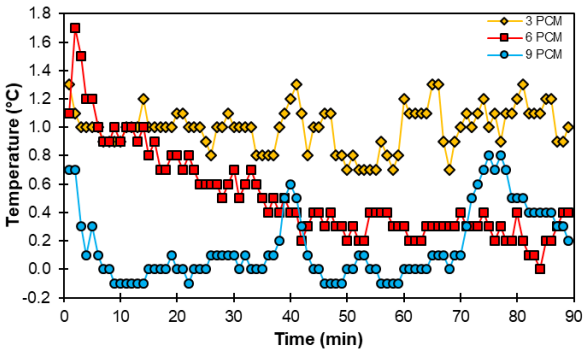


Figure 2. Variations in ambient temperature during the test period for 3, 6 and 9 packs of PCM unites.

Figure 3 illustrates the cabin interior temperature throughout the testing duration for all experiments. It should be noted that, in the scenario with 3 PCM packs,

cold weather conditions and heat losses from the cabin cannot be prevented, thus the effect of warm PCMs remains undisclosed and the internal cabin temperature gradually decreases over time. In a scenario involving 6 PCM packs, the temperature within the cabin increased in the first minutes due to the heat transferred by the PCMs. Subsequently, it remained constant for approximately 30 – 31 minutes. This can be interpreted as the heat energy transferred by the PCMs being equal to the heat loss during this period. After this minute, there was a gradual decrease in temperature, reaching a value of 3.3 °C at the end of the test. In the recent experiment, 9 PCM packs were utilized, and the heat transferred into the cabin from these PCMs noticeably increased the internal temperature of the cabin. Initially, the cabin temperature, which was around 5.5 °C, elevated to approximately 9.5 °C, remaining stable for about 20 minutes. In the last 20 minutes of the test duration, the temperature gradually declined, reaching a range of 8 – 8.5 °C.

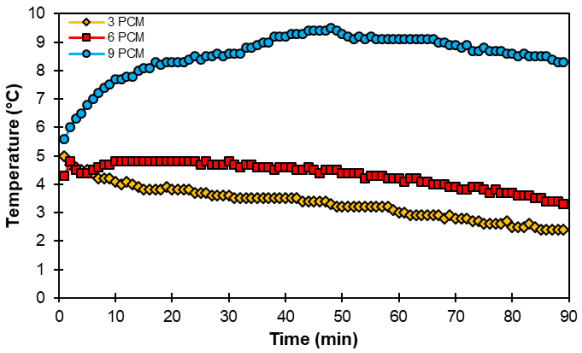


Figure 3. Variations of the car cabin during the test period.

In Figure 4, the temperature difference between the interior of the cabin and the exterior ambient is presented for three experiments. In the scenario with 3 PCM packs, the temperature difference gradually decreased over time, as the heat lost from the cabin was greater than the supplied heat, leading the interior temperature to approach the exterior temperature. In the case of 6 PCM packs, it was observed that the temperature difference remained approximately constant throughout the test duration, indicating that the supplied heat equaled approximately the lost heat. In the scenario with 9 PCM packs, a rapid increase in temperature difference was observed at the beginning of the experiment. This trend continued for approximately 50 minutes, reaching a peak of 9.5 °C. A stable condition persisted until approximately 65 – 68 minutes, followed by a gradual reduction in the temperature difference. The increase in the temperature difference between the cabin and ambient air directly influenced the heat transfer rate, leading to an increase in heat loss from the cabin to the surroundings in the final minutes. Despite all these factors, it has been observed that the passive heating facilitated through the utilization of 9 PCM packs was effective, and at the conclusion of the experiment, the temperature difference remained approximately 8 °C.

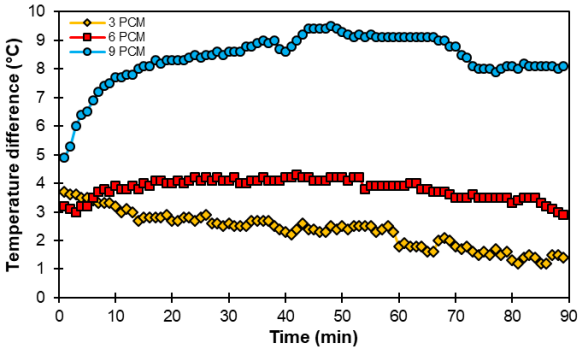


Figure 4. Temperature difference between the car cabin and ambient temperatures during the test period.

While undergoing a phase change, a substance transfers stored latent energy to the surroundings, and during this process, the temperature remains constant. Once the phase change is entirely completed, the transfer of sensible energy begins, resulting in observable temperature variations. In this study, the surface temperatures of the PCM packs were measured throughout the experiments which are presented in Figure 5. In experiments with 3 PCM packs, the phase change occurred much more rapidly due to the lower energy storage, and the PCM temperatures started to decrease approximately 28 – 30 minutes after the experiment's commencement. In other words, from this minute onward, the PCMs began to transfer sensible energy. In experiments utilizing 6 PCM packs, this duration further extended, and the transfer of latent energy persisted until 50 – 52 minutes. With an increase in the number of PCM packs to 9, a significant portion of the experiment duration was dedicated to the transfer of latent energy. There was latent energy transfer for approximately 65 minutes, and towards the end of the test duration, the PCMs completely transitioned to the solid phase and with this, temperature decreases of PCMs were observed.

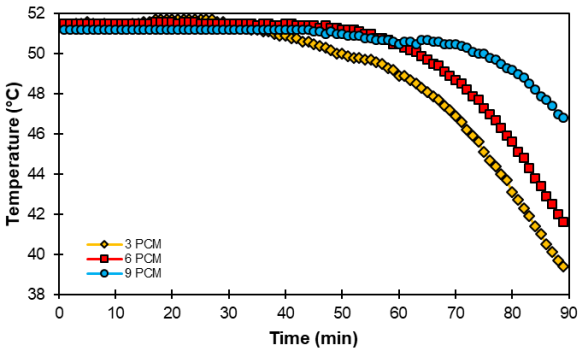


Figure 5. Temperature fluctuations of PCM with varying quantities of PCM packs.

In Figure 6, the sensible and latent heat transfer durations for the different experimental conditions have been calculated and presented on the diagram. As observed in the figure, the phase change duration is shorter for 3 PCM packs, allowing for a rapid transfer of phase change energy to the cabin within a brief period. The phase change duration for 3 PCM packs is approximately

28 minutes. As the number of PCM packs increases, the phase change duration extends. Consequently, in cases with 6 and 9 PCM packs, the latent heat transfer duration takes up a more significant portion of the experimental time compared to sensible heat transfer duration. The phase change duration for 9 PCM packs was obtained as 65 minutes. Following the phase change, heat transfer continues through sensible heat transfer, associated with temperature change. For the case of 3 PCM packs, it constitutes a substantial portion of the 90-minute experimental duration, approximately 62 minutes. Conversely, for 9 PCM packs, it represents a 25-minute segment.

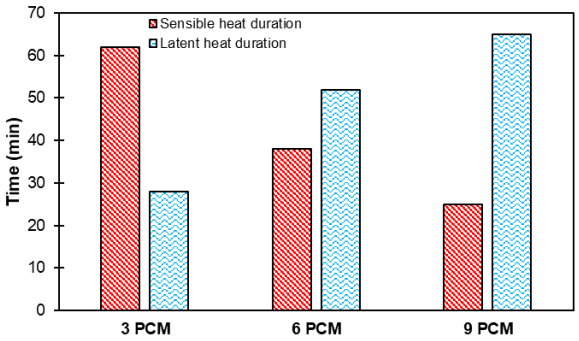


Figure 6. The sensible and latent heat transfer times for 3, 6, and 9 PCM packs.

Figure 7 illustrates the amount of the thermal energy transferred into the cabin from PCM packs. Additionally, the durations of both latent and sensible heat energy transfer are provided for all three cases. The duration of latent heat transfer is approximately 28 minutes with 3 PCM packs, while increasing the number of PCM packs to 6 extends this period to 52 minutes. When 9 PCM packs were utilized, a substantial portion of the test duration was dedicated to latent heat transfer processes. In all cases, the amount of latent heat energy was significantly higher than the sensible heat energy. When 3 PCM packs are employed for passive heating within the cabin, a total thermal energy of 110,640 J is observed throughout the test duration. In contrast, with the usage of 9 PCM packs, this value reached approximately 301,680 J, indicating an increase of approximately 3 times. In the case of 6 PCM packs, it was determined that there was a thermal energy of 214,800 J from the PCM packs to the cabin during the test period.

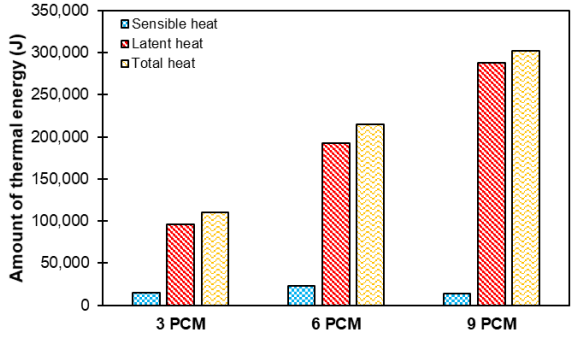


Figure 7. The amounts and durations of latent, sensible and total thermal energy transferred into the cabin by the PCM packs.

In Figure 8, the net thermal energies are provided, taking into account the changes in cabin interior temperature throughout the test period. During the experiments, thermal energy transferred into the cabin from PCM packs occurred over a duration of 90 minutes. Additionally, there was heat loss to the external environment due to the contact with ambient conditions, where the temperatures are not equal. The usage of PCM packs has mitigated this heat loss to some extent. However, in experiments with 3 and 6 PCM packs, the heat loss was more, resulting in negative values for net thermal energy. In the scenario with 9 PCM packs, where the cabin gains more energy, the net thermal energy is positive. Consequently, at the end of the 90-minute period, the net thermal energy is calculated to be slightly above 9,000 J.

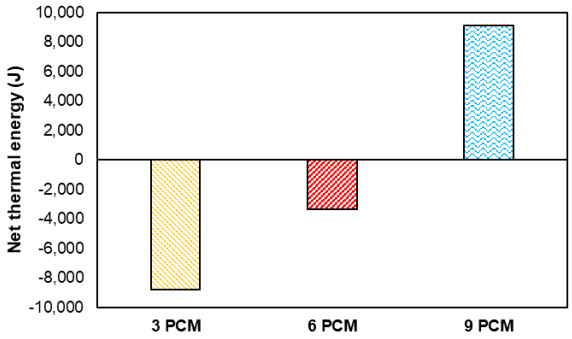


Figure 8. Net thermal energy of the air inside the car cabin over the 90 min.

In Figure 9, thermal camera images are provided for the scenario employing 6 PCM packs, depicting the initial state and the state after 20 minutes. For a proper comparison of temperature scales in both images, a range of -10 to 45 °C was maintained. In Figure 10.a, it is evident that areas outside the PCM packs are depicted in dark blue at the initial state. After 20 minutes into the experiment, as shown in Figure 10.b, these areas transition to lighter shades due to the heat energy transferred to the surroundings by the PCM packs. Furthermore, the lack of significant color changes in the PCM packs indicates that their temperatures remained constant, validating the presence of latent heat transfer. The magnified thermal camera image, displayed in Figure 10.d, provides a scientific visualization of convection heat transfer facilitated by the high-temperature PCM to the surroundings and the interior air of the cabin. The temperature distribution observed in the nearby regions and on the surface of the PCM box indicates elevated temperatures, displaying the effective transfer of thermal energy to the environment. This visual evidence underscores the dynamic process of heat exchange occurring within the system, elucidating the mechanisms by which thermal energy is dissipated and distributed in the vicinity.

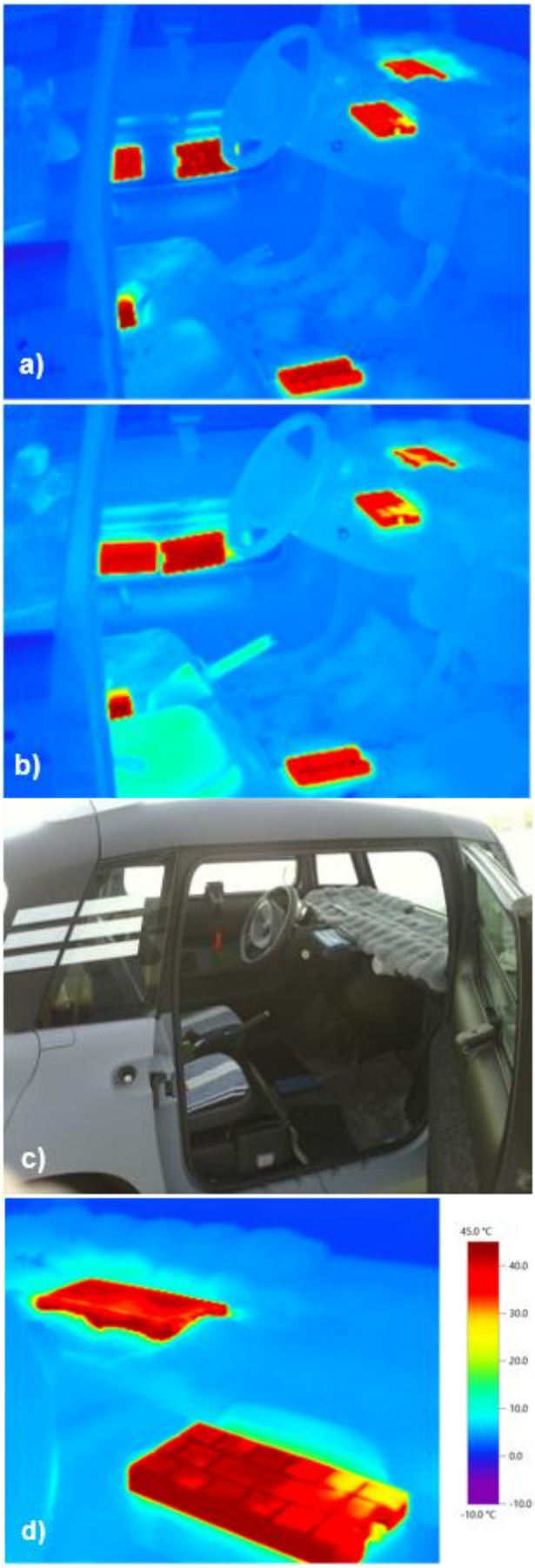


Figure 9. For the condition with 6 PCMs, thermal camera images of inside cabin at the initial stage (a), after 20 minutes (b), original images (c) and magnified thermal image (d).

CONCLUSION

In this study, the effectiveness of using PCMs for passive heating in an EV, during cold weather conditions was investigated. The research aimed to assess whether thermal comfort within the vehicle could be maintained without activating the internal heater, which tends to reduce the EV's range during winter months. The experimental setup involved introducing RT50 PCMs in number of 3, 6, and 9 packs into the vehicle on cold days to facilitate passive heating. The analysis of thermal energy transferred, temperature differences, and duration of latent and sensible heat energy transfers provided insights into the performance of PCM packs in maintaining thermal comfort. Despite some challenges and fluctuations in temperature, the passive heating facilitated by 9 PCM packs proved to be effective in sustaining a higher internal temperature over the 90-minute test period. During the test period, a total thermal energy of 301,680 J was accomplished into the cabin by the PCM packs. The findings indicate that employing a 9 PCM packs led to a significant rise in the cabin's internal temperature, where the heat transferred to the cabin surpassed the heat loss to the external ambient. Conversely, in experiments involving 3 and 6 PCM packs, the net thermal energy into the cabin exhibited negative values, as the heat loss exceeded the heat supplied. It was also detected that the latent energy stored by PCMs was notably greater than the sensible energy. In conclusion, the utilization of PCM packs has the potential to enhance thermal comfort in EVs during cold weather conditions, offering an alternative or complementary approach to traditional heating systems. In this study, a total of 1.8 kg PCM was filled into 9 packs. To attain the comfort temperature of the vehicle cabin where the experiments were conducted, it is recommended to use double or more the amount of PCM. Further research and optimization of PCM properties and quantities can contribute to the development of energy-efficient solutions for improving the overall performance of EVs in winter climates.

NOMENCLATURE

Abbreviations

ASSLMBs	Advanced Solid-State Lithium Batteries
BEMS	Battery Energy Management Systems
BTMS	Battery Thermal Management System
CO2eq	Carbon Dioxide Equivalent
EV	Electric Vehicle
FFVs	Flex-Fuel Vehicles
HER	Heating Energy Ratio
HEVs	Hybrid Electric Vehicles
IoT	Internet of Things
Li-ion	Lithium-ion
PCM	Phase Change Material
PHEVs	Plug-in Hybrid Electric Vehicles

SoC	State of Charge
SoH	State of Health

Math expressions

cp	Specific heat [J/kg°C]
m	Mass [kg]
hfg	latent heat [J/kg]
Q	Thermal energy [J]
T	Temperature [°C]
t	Time [s]
V	Volume [m^3]
ρ	Density [kg/m^3]

Subscripts

a	Air
c	Cabin
f	Final
i	Initial
tot	Total

REFERENCES

Afshari, F., Khanlari, A., Tuncer, A. D., & Sözen, A. (2023). An Experimental Investigation to Predict Optimum Charge of A Heat Pump System. *Heat Transfer Research*, 54(5).

Afshari, F., Sözen, A., Khanlari, A., Tuncer, A. D., & Şirin, C. (2020). Effect of turbulator modifications on the thermal performance of cost-effective alternative solar air heater. *Renewable Energy*, 158, 297-310.

Ali, Z. M., Calasan, M., Gandoman, F. H., Jurado, F., & Aleem, S. H. A. (2023). Review of batteries reliability in electric vehicle and E-mobility applications. *Ain Shams Engineering Journal*, 102442.

Alzwayi, A., & Paul, M. C. (2024). Heat transfer enhancement of a lithium-ion battery cell using vertical and spiral cooling fins. *Thermal Science and Engineering Progress*, 47, 102304.

Blum, T., Carrigan, S., Platzek, D., & Kornadt, O. (2023). Evaluation of the energy efficiency of an active thermoelectric façade. *Energy and Buildings*, 292, 113128.

Carroll, P., Chesser, M., & Lyons, P. (2020). Air Source Heat Pumps field studies: A systematic literature review. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 134, 110275.

Ceviz, M. A., & Yüksel, F. J. R. E. (2006). Cyclic variations on LPG and gasoline-fuelled lean burn SI engine. *Renewable Energy*, 31(12), 1950-1960.

Ceviz, M. A., Mandev, E., Muratçobanoğlu, B., Çelik, A., & Afshari, F. (2023). Experimental analysis of energy storage performance of phase change materials in horizontal double-glazing applications. *Journal of Energy Storage*, 73, 108836.

Chen, H., Abidi, A., Hussein, A. K., Younis, O., Degani, M., & Heidarshenas, B. (2022). Investigation of the use of extended surfaces in paraffin wax phase change material in thermal management of a cylindrical lithium-ion battery: Applicable in the aerospace industry. *Journal of Energy Storage*, 45, 103685.

Chen, L., Meng, F., Ge, Y., Feng, H., & Xia, S. (2020). Performance optimization of a class of combined thermoelectric heating devices. *Science China Technological Sciences*, 63(12), 2640-2648.

Cvetković, D., & Nešović, A. (2021). Impact of heat source at radiant electric heating panel. *Energy and Buildings*, 239, 110843.

Deymi-Dashtebayaz, M., & Valipour-Namanlo, S. (2019). Thermoeconomic and environmental feasibility of waste heat recovery of a data center using air source heat pump. *Journal of Cleaner Production*, 219, 117-126.

Efe, Ş., Ceviz, M. A., & Temur, H. (2018). Comparative engine characteristics of biodiesels from hazelnut, corn, soybean, canola and sunflower oils on DI diesel engine. *Renewable Energy*, 119, 142-151.

Faraj, K., Khaled, M., Faraj, J., Hachem, F., & Castelain, C. (2020). Phase change material thermal energy storage systems for cooling applications in buildings: A review. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 119, 109579.

Gali, N. R., Krishnapriya, S., Kirubasri, G., Jagtap, M. T., Marthanda, A. V. G. A., & Shahid, M. (2024). Artificial Intelligence-Powered Electric Vehicle's Battery Management System with IoT. *International Journal of Intelligent Systems and Applications in Engineering*, 12(2s), 511-518.

Gao, M., Zhang, L., Zhang, H., & Wang, W. (2022). Research on the influence of different heating strategies on energy consumption and carbon emission of a teaching building in Urumqi. *Energy Reports*, 8, 318-326.

Gürbüz, H., Aytaç, H. E., HAMAMCIOĞLU, E., & Akçay, H. (2022). The Effect of Al2O3 Addition on Solidification Process of Phase Change Material: A Case Study on Heating of Automobile Cabin in Cold Climate Conditions. *International Journal of Automotive Science and Technology*, 6(3), 275-283.

Hajidavalloo, M. R., Chen, J., Hu, Q., Song, Z., Yin, X., & Li, Z. (2023). NMPC-Based Integrated Thermal Management of Battery and Cabin for Electric Vehicles

in Cold Weather Conditions. *IEEE Transactions on Intelligent Vehicles*.

Jaguemont, J., Omar, N., Van den Bossche, P., & Mierlo, J. (2018). Phase-change materials (PCM) for automotive applications: A review. *Applied thermal engineering*, 132, 308-320.

Jayaraman, R., & Thottungal, R. (2024). Accurate state of charge prediction for lithium-ion batteries in electric vehicles using deep learning and dimensionality reduction. *Electrical Engineering*, 1-21.

Ji, H., Sellan, D. P., Pettes, M. T., Kong, X., Ji, J., Shi, L., & Ruoff, R. S. (2014). Enhanced thermal conductivity of phase change materials with ultrathin-graphite foams for thermal energy storage. *Energy & Environmental Science*, 7(3), 1185-1192.

Khan, M. M., Alkhedher, M., Ramadan, M., & Ghazal, M. (2023). Hybrid PCM-based thermal management for lithium-ion batteries: Trends and challenges. *Journal of Energy Storage*, 73, 108775.

Lee, M., Lee, D., Park, M. H., Kang, Y. T., & Kim, Y. (2022). Performance improvement of solar-assisted ground-source heat pumps with parallelly connected heat sources in heating-dominated areas. *Energy*, 240, 122807.

Li, Y., Zhang, N., & Ding, Z. (2020). Investigation on the energy performance of using air-source heat pump to charge PCM storage tank. *Journal of Energy Storage*, 28, 101270.

Lipu, M. H., Hannan, M. A., Karim, T. F., Hussain, A., Saad, M. H. M., Ayob, A., Miah, M.D.S., & Mahlia, T. I. (2021). Intelligent algorithms and control strategies for battery management system in electric vehicles: Progress, challenges and future outlook. *Journal of Cleaner Production*, 292, 126044.

Maiorino, A., Cilenti, C., Petruzziello, F., & Aprea, C. (2023). A review on thermal management of battery packs for electric vehicles. *Applied Thermal Engineering*, 122035.

Makanjuola, O., Lalia, B. S., & Hashaikeh, R. (2021). Thermoelectric heating and cooling for efficient membrane distillation. *Case Studies in Thermal Engineering*, 28, 101540.

Mauro, A. W., Pelella, F., & Viscito, L. (2023). Performance degradation of air source heat pumps under faulty conditions. *Case Studies in Thermal Engineering*, 45, 103010.

Napa, N., Agrawal, M. K., & Tamma, B. (2023). Design of novel thermal management system for Li-ion battery module using metal matrix based passive cooling method. *Journal of Energy Storage*, 73, 109119.

Oró, E., de Jong, E., & Cabeza, L. F. (2016). Experimental analysis of a car incorporating phase change material. *Journal of Energy Storage*, 7, 131-135.

Patel, J. R., & Rathod, M. K. (2024). Influence of battery cell spacing on thermal performance of phase change material filled lithium-ion battery pack. *Energy*, 130389.

Rezaei, H., Ghomsheh, M. J., Kowsary, F., & Ahmadi, P. (2021). Performance assessment of a range-extended electric vehicle under real driving conditions using novel PCM-based HVAC system. *Sustainable Energy Technologies and Assessments*, 47, 101527.

Siddique, A. R. M., Mahmud, S., & Van Heyst, B. (2018). A comprehensive review on a passive (phase change materials) and an active (thermoelectric cooler) battery thermal management system and their limitations. *Journal of Power Sources*, 401, 224-237.

Singh, A., Pal, K., & Vishwakarma, C. B. (2023). State of charge estimation techniques of Li-ion battery of electric vehicles. e-Prime-Advances in Electrical Engineering, *Electronics and Energy*, 6, 100328.

Singh, M., & Reddy, K. J. (2023). Electric Vehicle Battery Pack Prediction of Capacity Degradation Based on Deep Learning Architecture and Internet of Things. In *International Conference on Advances in Mechanical Engineering and Material Science* (173-186). Singapore: Springer Nature Singapore.

Subramanian, M., Solomon, J. M., Raja, V., Arputharaj, B. S., Shaik, S., Saleel, C. A., Cuce, E. (2024). Experimental studies and comprehensive computational investigations on composites-based phase change material for battery thermal management systems in electric vehicles. *Journal of Energy Storage*, 82, 110471.

Velasquez, C. E., Chaves, G. M., Motta, D. M., & e Estanislau, F. B. G. (2024). Carbon dioxide life cycle assessment for Brazilian passenger cars fleet towards 2050. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 189, 113952.

Wang, X., Xia, L., Bales, C., Zhang, X., Copertaro, B., Pan, S., & Wu, J. (2020). A systematic review of recent air source heat pump (ASHP) systems assisted by solar thermal, photovoltaic and photovoltaic/thermal sources. *Renewable Energy*, 146, 2472-2487.

Wróblewski, P. (2023). Investigation of energy losses of the internal combustion engine taking into account the correlation of the hydrophobic and hydrophilic. *Energy*, 264, 126002.

Wu, J., Liu, J., Zhao, J., & Su, Y. (2024). Influencing assessment of different heating modes on thermal comfort in electric vehicle cabin. *Energy and Built Environment*, 5(4), 556-567.

Wu, W., Wu, W., & Wang, S. (2019). Form-stable and thermally induced flexible composite phase change material for thermal energy storage and thermal management applications. *Applied Energy*, 236, 10-21.

Wu, X., Ji, G., Wang, J., Zhou, G., & Liang, Z. (2023). Towards Sustainable All Solid-State Li-metal Batteries: Perspectives on Battery Technology and Recycling Processes. *Advanced Materials*, 2301540.

Xie, Y., Li, Y., Zhao, Z., Dong, H., Wang, S., Liu, J., ... & Duan, X. (2020). Microsimulation of electric vehicle energy consumption and driving range. *Applied Energy*, 267, 115081.

Yoladi, M., Akyurek, E. F., & Afshari, F. (2024). Experimental study on the influence of inclination angle on phase change materials and natural convection during melting. *Journal of Energy Storage*, 83, 110769.

Zavaragh, H. G., Kaleli, A., Afshari, F., & Amini, A. (2017). Optimization of heat transfer and efficiency of engine via air bubble injection inside engine cooling system. *Applied Thermal Engineering*, 123, 390-402.

Zhang, N., Lu, Y., Kadam, S., & Yu, Z. (2023). A fuel cell range extender integrating with heat pump for cabin heat and power generation. *Applied Energy*, 348, 121600.

Zhang, Q., Li, S. E., Deng, K., Zhang, Q., & Canova, M. (2016). Modeling air conditioning system with storage evaporator for vehicle energy management. *Automotive Air Conditioning: Optimization, Control and Diagnosis*, 247-266.

ISITMA MEVSİMİNDE PENCERE ALTINDA KULLANILAN MERMERİN ISIL PERFORMANSININ DENEYSEL VE SAYISAL İNCELENMESİ

Yusuf BUDAK*, Erman ASLAN*, İlhan Tekin ÖZTÜRK*
*Kocaeli Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü,
41380 İzmit, Kocaeli, yusufbudak1@windowslive.com, erman.aslan@kocaeli.edu.tr, ilhan@kocaeli.edu.tr

Özet: Bu çalışma kapsamında bir ofiste yer alan bir pencerenin altındaki mermerin boyuna yarısı (40 cm genişliğinde) bütün olarak, diğer yarısına da tam ortasından 3 cm poliüretan köpük yalıtımı (18.5 cm mermer, 3 cm yalıtım ve 18.5 cm mermer olmak üzere toplamda 40 cm genişliğinde) uygulanarak yerleştirilmiştir. Mermerin kalınlığı 3 cm olarak seçilmiştir. Pencere altındaki mermerin yalıtımlı ve yalıtımsız kullanım durumlarının ısıl performansları önce deneysel olarak çalışılmıştır. Bu deneysel çalışmada mermerin yalıtımsız ve yalıtımlı iki durum için hem dış/iç mermer üzerinde yüzey sıcaklıkları hem de mermerin 1,5 cm derinlikteki 5 farklı noktalardaki sıcaklıklarla birlikte dış ve iç ortam sıcaklıkları da ölçülmüştür. Sonuçta bu deneysel çalışmada toplamda 42 noktadan sıcaklık ölçülümü yapılmıştır. Daha sonra da sayısal olarak çalışılarak elde edilen sonuçların deneysel bulgularla uygunluğu incelenmiş ve yalıtılmış mermer kullanılması durumunun avantajları tartışılmıştır.
Anahtar Kelimler: Cam altı mermer, Denizlik mermeri, Mermerin ısıl performansı.

EXPERIMENTAL AND NUMERICAL INVESTIGATION OF THERMAL PERFORMANCE OF MARBLE USED UNDER WINDOWS DURING THE HEATING SEASON

Abstract: Within the scope of this study, the longitudinal half of the marble under a window in an office (35 cm wide) was placed as a whole, and the other half was placed in the middle with 3 cm polyurethane foam insulation (16.5 cm marble - 3 cm insulation - 16.5 cm marble, totaling 35 cm wide). The thickness of the marble was selected as 3 cm. The thermal performances of the insulated and uninsulated usage cases of the marble under the window were first studied experimentally. In this experimental study, the surface temperatures of the marble for both uninsulated and insulated cases were measured on the exterior/interior marble along with the temperatures at 5 different points along the marble at a depth of 1.5 cm, and the exterior and interior temperatures were measured from a total of 42 points. A view of the experimental installation scheme is given in Figure 1. Then, the compatibility of the obtained results with the experimental findings was examined by working numerically, and the advantages of using insulated marble were discussed.
Keywords: Windows bottom marble, Sill marble, thermal performance of marble

GİRİŞ

Dünyamızdaki en büyük problemlerden biri henüz fosil kökenli kaynakların kullanımının devam etmesi bunun sonucunda iklim değişikliğinin yaratmış olduğu kötü etkilerin insan yaşamının geleceğini ciddi şekilde tehdit ediyor olmasıdır. Bu yüzden enerjinin verimli kullanılması ve alternatif enerji kaynaklarının geliştirilmesi kapsamında çalışmalar hızlanmış ve ciddi katkılar sağlanmıştır. Toplam enerji tüketiminin konutlardaki payı, Türkiye'nin Enerji Görünümü, MMO (2004) Oda Raporunda belirtildiği gibi ülkemiz için % 17' ler mertebesindedir. Konutlardaki ısıtma ve soğutmada tüketilen enerji önemli bir paya sahiptir.

Konutlarda ısıtma ve soğutma yükleri değerlendirilirken binanın dış yapı kabuğundan iletimle gelen yük hesabında dış duvarlar, pencereler ve kapılar gelen yükler değerlendirilmekte ve pencereden gelen yük hesaplarında ise pencerenin malzeme ve ısı cam özelliklerine bağlı olarak tamamı için bir toplam ısı geçiş katsayısı belirlenip bu katsayı üzerinden hesap yapılmaktadır (TS 2164 Kalorifer Tesisatı Projelendirme Kuralları, 1983; Binalarda Isı Yalıtımı Yönetmeliği, 2000; Dağsöz, 1998). TS 825 (2025) Binalarda Isı Yalıtımı Kuralları Standardı ile Yapı bileşenleri ve pencerelerle ilgili ısı geçişi kapsamında sınırlamalar getirilmiş ve bu kapsamda müsade edilebilir ısı geçiş katsayıları güncellenmiştir.

Literatüre pencere duvar arasındki ısı transfer ve bunların arasında kullanılan yalıtım malzemelerinin ısı transferine etkisini inceleyen birçok çalışma vardır. Bunlardan bir Choi ve arkadaşlarının yaptığı çalışmadır. Bu çalışmada pencere ve duvar arasındaki birleşim yerlerindeki termal performansı, pencere ve bağlantı

bileşenleri modellenerek sayısal çözümlemeyle elde edilmiş ve elde edilen bu sayısal çözümleme sonuçları termal kamerayla elde edilen görüntü sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır (Choi *vd*, 2003). Bu karşılaştırma sonuçlarında fiziksel modelden elde edilen sonuçlar ile termal kamera ölçümlerinden elde edilen sonuçlar arasındaki farkın %5 ve %20 aralığında olduğunu belirlemişlerdir. Larsson ve arkadaşları yaptıkları çalışmada iyi yalıtılmış bir pencerenin termal performansını, tam ölçekli bir test odasında hem sayısal hem de deneysel olarak araştırılmıştır (Larsson *vd*, 1999). İncelenen pencere, inert gaz kriptonla doldurulmuş iki kapalı alana sahip düşük emisyonlu üçlü camlı bir penceredir. Düşük emisyon faktörüne sahip oksitlenmiş bir metal, her bir alanda bir cama kaplanmıştır. Farklı kış durumları için pencerenin termal performansıyla ilgili deneysel ve sayısal araştırmalar yürütülmüştür. Termokupllar kullanılarak doğrudan sıcaklık ölçümü ve sayısal analiz yoluyla elde edilen sıcaklık verileri sunulmuştur ve elde edilen sonuçlara göre sayısal çözümleme sonucu elde edilen değerlerin ölçümlerden elde edilen sonuçlarla oldukça yakın olduğu gözlemlenmiştir. Qin ve arkadaşları yaptıkları çalışmada, tarihi binaların restorasyonuna ek ısı yalıtım malzemelerinin dahil edilmesini kolaylaştıran ve pencere çerçevesi ile duvar arasındaki birleşim noktasındaki ısı köprüsü etkisini azaltan yeni bir pencere-duvar arayüz yapısı tasarımı önerilmiştir (Qin *vd*, 2024). Mevcut pencere-duvar arayüz yapılarıyla karşılaştırmalı analiz, önerilen yapının daha az ısı transferi ve yoğuşma riski taşıyan daha küçük yüzeylerle üstün termal performans gösterdiği belirlenmiştir. Yapı ilk olarak Nanjing'deki bir yenileme projesinde uygulanmış ve tarihi binaların gelecekteki dış pencere yenilemeleri için yenilikçi bir yaklaşım olduğu belirtilmiştir.

Sadece pencereye odaklanmış çalışmalarda literatürde mevcuttur. Arıcı ve Karabay' ın yaptığı çalışmada iki pencere arasındaki optimim hava kalınlığını değerlendikleri çalışmadır (Arıcı ve Karabay, 2010). Türkiye' nin 3 farklı iklim kuğaına sahip üç ilinde bu çalışmayı yapmışlardır, bu iller Kocaeli, Ankara ve Ardahan' dır. Bu çalışmaya göre pencere arasındaki optimum hava kalınlığı 12mm ve 15mm' dir. Arıcı ve arkadaşlarının çalışmasında ikili, üçlü ve dörtlü cam pencerelerde akışkan akışı ve ısı transferi sayısal olarak incelenmiştir (Arıcı *vd*., 2015). Farklı boşluk genişlikleri, dış ortam sıcaklıkları ve ışınım etkisi dikkate alınarak yapılan hesaplamalar, çoklu camlarda sıcaklık dağılımı ve akış yapısının değiştiğini göstermiştir. Cam tabaka sayısının artırılması, hem ışınımı azaltmakta hem de taşınımı baskılayarak ısı kaybını önemli ölçüde düşürmektedir. Çift cam yerine üçlü camla yaklaşık %50, dörtlü camla ise %67 enerji tasarrufu sağlanabilmekte, bu etki özellikle soğuk iklim bölgelerinde daha belirgin olmaktadır. Yine Arıcı ve arkadaşlarının yaptığı çalışmada eğim açısının kaplamasız ve hava dolgulu çok katmanlı pencerelerin ısıl geçirgenliği üzerindeki etkisi incelenmiştir (Arıcı *vd*, 2020). Çalışmada eğim açısı ($0°\leq\theta\leq90°$), hava tabakası kalınlığı ($6mm\leq L\leq18$ mm) ve cam sayısı (çift, üçlü, dörtlü) dikkate alınmıştır. Sonuçlar, dikey pencereler için optimize edilen hava tabakası kalınlığının, eğim açısı 45° ve üzerindeyse kullanılabileceğini göstermektedir. Daha düşük açılarda ise kalınlığın eğim açısı ve cam sayısına göre yeniden belirlenmesi gerekmektedir; çünkü 9 mm'den büyük kalınlıklar ısıl geçirgenliği artırabilmektedir. Ancak cam tabaka sayısının artırılması, bu olumsuz etkiyi azaltmaktadır. Aslan ve arkadaşlarının yaptığı nümerik çalışmada ise farklı düşey salınım koşullarında çift camlı pencerelerde akış ve ısı transferi incelenmiştir (Aslan *vd*, 2025). L=6, 12 ve 18 mm boşluk kalınlıkları için yapılan sayısal analizlerde, iç ve dış yüzey sıcaklıkları sabit tutulmuş ve gerçekçi sınır şartları uygulanmıştır. Düşey doğrultuda 1–6 Hz frekans ve 0.5–4 g genlikte sinüzoidal salınımlar uygulanarak otobüs veya gemi gibi hareketli ortamlardaki doğal taşınım modellenmiştir. Sonuçlar, 6 mm boşlukta ısının iletimle ($Nu\approx1$), daha geniş boşluklarda ise taşınımla aktarıldığını göstermiştir. Özellikle 3–4 g genlik ve 1–2 Hz frekans değerlerinde taşınımlı ısı transferi artmıştır.

Pencerelere bakıldığında genellikle ülkemizde pencereye dış cepheden gelen yağmur suyunun kolay tahliye edilmesi, pencere önün temizliğinin kolay yapılması, dekoratif olması ve pencere montaj kolaylığı gibi nedenlerden dolayı pencere altlarına mermer kullanımı yaygın olarak tercih edilmektedir.

Mermerin ısı iletim katsayısı oldukça yüksek olup, pencere altına yerleştirilmesi durumunda iç ortam ve dış ortam arasında bir ısı köprüsü veya kanatçık gibi çalışmakta olup hem pencerenin ısıl performansını kötüleştirmekte hem de ısıl konfora bozucu etki oluşturmaktadır (Gündüz *vd*, 2013). Pencerelerin büyüklüklerine göre yerleştirilen ve genelde altında radyatör bulunan bu mermerlerin maruz kaldığı sıcaklık ortam sıcaklığından 15-20 °C daha yüksek olup kanatçık gibi çalıştığı için bu kısımdan olan ısı kayıpları önemli miktarlara ulaşmaktadır.

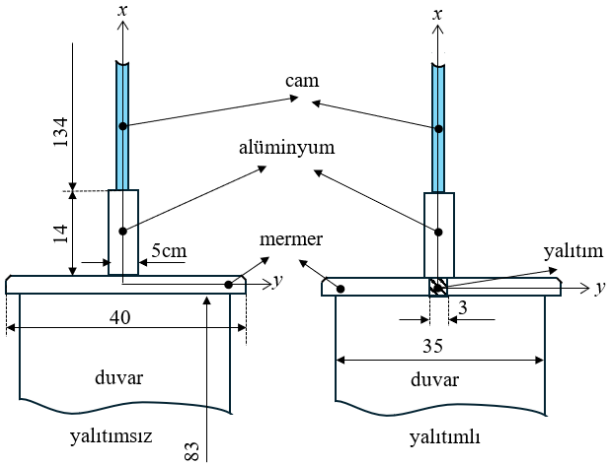
Pencere altındaki mermer üzerindeki rüzgar etkilerini inceleyen bir nümerik çalışma mevcuttur. Hubová ve arkadaşları dikdörtgen bir konut binası cephesinde rüzgâr etkileri incelenmiş ve özellikle pencere altındaki mermerker üzerinde oluşan basınç dağılımları değerlendirilmiştir (Hubová vd, 2023). Rüzgâr 0°–90° yönleri arasında farklı açılardan uygulanmıştır. Pencere altındaki mermerden oluşan basınç farklılıklarının pasif havalandırma cihazlarının yerleşiminde kritik rol oynadığını göstermektedir. Negatif basınç bölgeleri uygun bulunmazken, uygun basınç dağılımı olan denizlik bölgeleri havalandırma için avantaj sağlamaktadır. Pencere altına yerleştirilen mermerin ısıl performansı kapsamında literatürde herhangi bir çalışma tespit edilememiştir. Bu da çalışmamızı özgün kılmaktadır.

Bu çalışma kapsamında bir ofisin pencere altında yer alan mermer iki parçaya ayrılarak bir yarısının ortasına 3 cm polistiren köpük yalıtım uygulanarak aynı çalışma şartlarında mermerin klasik kullanılması ile ortası yalıtılmış durum için hem deneysel hem de nümerik

çalışma yapılarak, mermer arası yalıtımın mermerin ısıl performansına etkisi incelenmiştir.

PENCERE ALTI MERMERİN ISIL PERFORMANSININ DENEYSEL BELİRLENMESİ

Bu amaç için fakültemiz içinde pencere altı mermer bulunan içinde bilgisayar ortamında çalışılan bir laboratuvar kullanılmıştır. Laboratuvarın ısıtması VRV prensibine göre çalışan bir Isı pompası sistemi yardımıyla yapılmakta olup oda sıcaklığı oda termostatı yardımıyla kontrol edilmektedir. Laboratuvarın (en: 5,37 m boy: 5,96 m ve yükseklik:3.28 m) tek dış cephesi bulunmakta ve bu pencerenin boyutları (boy: 5.96 m, yükseklik: 1,65 m ve yerden yüksekliği: 0,86 m) şeklinde olup alüminyum çerçeveli ve (4x12x4 mm) boyutlarında ısı camı olan bir penceredir. Bu pencerenin altındaki iki parça olan mermerin bir tanesi sabit korunarak iki mermer bağlantı arasında 3 cm yalıtım yapılarak, diğer parçası çıkarılarak boyuna arasında 3 cm boşluk kalacak şekilde kesilip arası 3 cm kalınlığında polistiren yalıtım malzemesi yerleştirilerek, üzerine çerçeve oturtulmuştur. Pencere çerçevesinin yalıtımlı ve yalıtımsız mermerin üzerine yerleştirilme şeması Şekil 1'de verilmiştir.

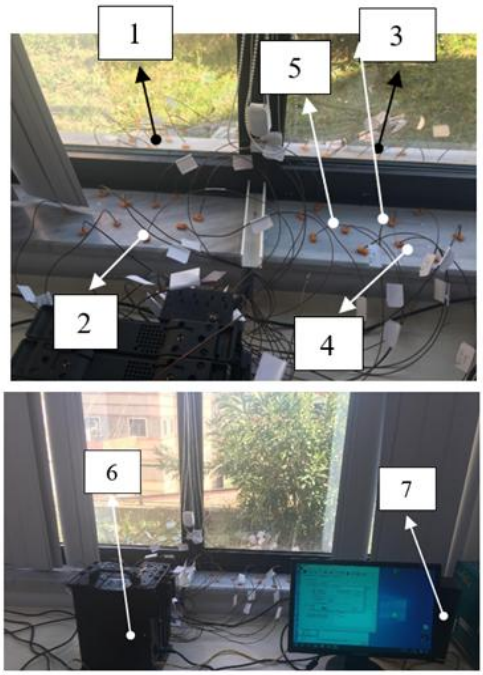


Şekil 1. Pencere çerçevesinin yalıtımlı veyalıtımsız mermerin üzerine yerleştirilme şekli

Pencere Altı Mermerin Isıl Performansının Belirlenmesi için Kurulan Deney Seti

Pencere altı mermerin ısıl performansının deneysel belirlenmesi için ilgili laboratuvarda eş zamanlı olarak mermerin hem dış hem de iç tarafında mermer yüzeyinde ayrıca mermerin orta derinliğinde belirli mesafelerde olmak üzere beşer noktada yalıtımsız ve yalıtımlı durum için sıcaklıların ölçülmesi planlanmış bununla birlikte eş zamanlı olarak iç ve dış ortam sıcaklıkları da ölçülmüştür. Söz konusu deney tesisat şeması Şekil 2' de verilmiştir.

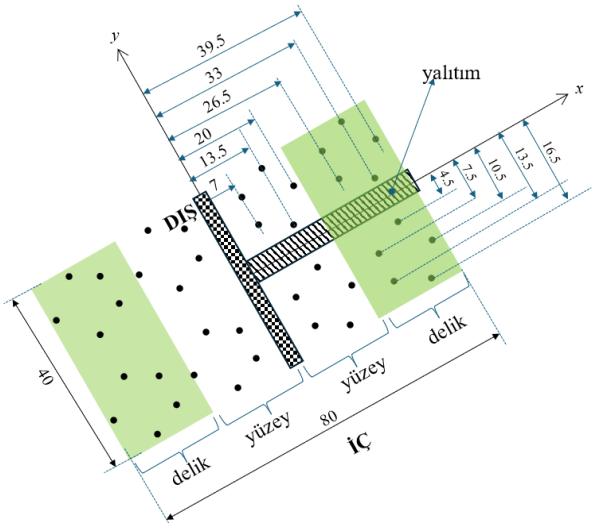
Sıcaklık ölçümü için T termal eleman kullanılmış olup toplamda 42 noktadan eş zamanlı olarak sıcaklık değerleri ölçülerek izlenmiştir. Deney tesisat şemasından görüleceği gibi dış taraftan Termal eleman çiftleri



1: Mermerin yalıtımsız durumu için dış tarafı, 2: Mermerin yalıtımsız durumu için iç tarafı, 3: Mermerin yalıtımlı durumu için dış tarafı, 4: Mermerin yalıtımlı durumu için iç tarafı, 5:T-tipi termal eleman çifti, 6: Veri kaydedici, 7: Data toplama bilgisayarı

Şekil 2. Deney tesisat şemasından görünüm

pencere altına yerleştirilen bir kanal sayesinde iç taraftaki veri kaydedicisine bağlanmıştır. Dış ve iç yüzey ile derinlikteki sıcaklık ölçümleri için ölçüm noktaları birbirini en düşük seviyede etkilesin diye Şekil 3 görüldüğü gibi saptırmalı şekilde ölçüm alınmıştır.



Şekil 3. Mermer üzerinde iç, dış kısmından yüzey ve derinliklerde sıcaklık ölçme yerleştirme planı

Nümerik Modelleme

Bu problemi nümerik modellemek için sonlu hacimler metodu tabanlı ticari hesaplamalı akışkanlar dinamiği kodu Ansys Fluent kullanılmıştır (Ansys-Fluent, 2018). İki boyutlu, zamandan bağımsız modelleme yapılmıştır. Pencere kesiti için W45 -1.6 yalıtımsız profil olan W9-

403 seçilmiştir (W45 pencere profil kataloğu) . Pencere içindeki doğal taşınım çözümleri ve katı yüzeyler için iletim çözümleri aynı anda yapılmıştır. Nümerik çözümler hem ilk ölçüm hem de ikinci ölçüm için yapılmıştır. Ayrıca bu çözümlerin yalıtımsız ve yalıtımlı durumlar için yapılmıştır. Bu hali ile dört adet nümerik çözüm gerçekleştirilmiştir.

Nümerik çözümlerde iç hava, dış hava, camlar arası akışkan ve pencere profilleri arasındaki akışkan havadır ve ideal gaz olarak tanımlanmıştır. Buralarda doğal taşınım nümerik olarak çözülecektir. Cam, pencere (alüminyum), mermer, alt duvar, plastik (pencere içinde kullanılan) ve yalıtım (mermerler arası kullanılan) malzemesi nümerik çözümlerde katı malzeme olarak tanımlanmıştır. Havanın ve katı malzemelerin termofiziksel özelikleri Tablo 1' de verilmiştir.

Tablo 1. Hava ve katı malzemelerin temofiziksel özelikleri

	Yoğunluk [kg/m3]	Özgül ısı [J/kgK]	Isıl iletkenlik katsayısı [W/mK]	Dinamik viskozite [kg/ms]	Moleküler ağırlık [kg/kmol]
Hava	ideal gaz	1006.43	0.0242	1.7840×10^{-5}	28.996
Alüminyum	2660	871	164	-	-
Duvar	140	837	0.08	-	-
Mermer	2800	1000	3.5	-	-
Cam	2500	840	0.814	-	-
Plastik	140	2000	0.22	-	-
Yalıtım	30	1450	0.0035	-	-

Nümerik çözümlerin gerçekleştirilebilmesi için uygun sınır koşullarının tanımlanması gereklidir. Şekil 4'te bu sınır koşullarının uygulandığı bölgeler gösterilmiştir. Hem iç hem de dış ortamdaki havayla temas eden yüzeylerde, ortam hava sıcaklığı ile birlikte taşınım ve ışınım etkileri dikkate alınarak toplam ısı transfer katsayıları hesaplanmış ve nümerik çözüme bu değerler tanımlanmıştır. Bu katsayılar, hem taşınımı hem de ışınımı içeren bir yaklaşımla ($h=h_{tas}+h_{is}$), ISO 12241:2008(E) standardına göre hesaplanmıştır.

Hem iç ortam hem de dış ortam için ışınımla ısı transferi (h_{is}) katsayısı

$$h_{is} = a_{is} C_{is} \tag{1}$$

burada $a_{ış}$ ve $C_{ış}$ sırası ile sıcaklık faktörü ve ışınım faktörüdür. Sıcaklık faktörü aşağıda belirtilmiştir.

$$a_{is} = \frac{(T_1)^4 - (T_2)^4}{T_1 - T_2} \tag{2}$$

T_1 ve T_2 ısışım ile ısı transferi yapılan yüzey sıcaklıklarıdır. Işınım katsayısı ise

$$C_{is} = \varepsilon\sigma \tag{3}$$

Burada ε, yüzey ışınım yayılım oranı ve σ ise Stefan Boltzmann sabiti olan 5.67×10^{-8} W/m^{2}K^4' dür.

İç ortamda hem dikey hem de yatay duvarlarda laminer ve doğal taşımı problemleri için taşınım ile ısı transferi katsayısı h_{tas};

$$h_{tas} = 1.32\sqrt[4]{\frac{T_{ys} - T_h}{H}} \tag{4}$$

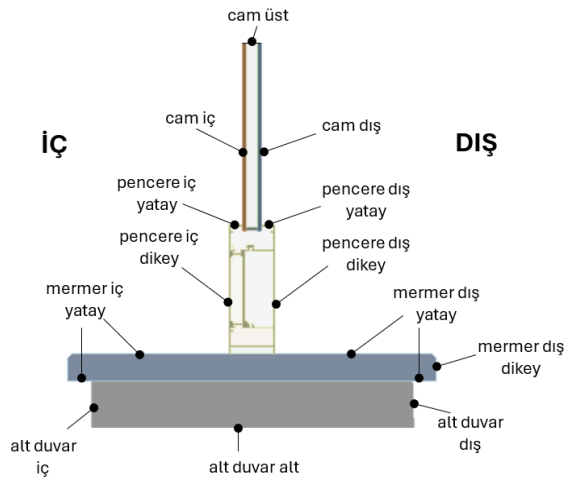
İfadesiyle elde edilir.Bu ifadede T_{ys} duvarın yüzey sıcaklığı ve T_h ise iç ortam hava sıcaklığıdır. H ise ısı taşınımı hesabı yapılan yüzeyin uzunluğudur. İç ortamda genelde doğal taşınım düşünüldüğü için türbülanslı ısı taşınım katsayıları hesaplanmamıştır.
Dış ortamda ise yine hem dikey hem de yatay duvar için laminar akış için ($vH\leq 8$m^2/s);

$$h_{tas} = 3.96\sqrt{\frac{v}{H}} \tag{5}$$

Türbülanslı akış için ($vH>8$m^2/s);

$$h_{tas} = 5.76\sqrt[4]{\frac{v}{H}} \tag{6}$$

Isı taşınım katsayıları ifadeleriyle elde edilir. Burada v dış havanın hızıdır. Bu hava hızları deneysel ölçüm yapılan gün ve saatlar için meteoloriji müdürlüğü verileriden alınmıştır (www.mgm.gov.tr). Yine H ısı taşınımı hesabı yapılan yüzeyin uzunluğudur. Dış ortamda hesaplanan ısı taşınım katsayıları sıcaklığın fonksiyonu değil, dışarıdaki hava hızının fonkisyonudur. Elde edilen ısı transferi değerleri ve tanımlanan sınır koşulları, dört farklı nümerik çözüm için Tablo 2' de verilmektedir.



Şekil 3. Sınır koşullarının yerleri.

Nümerik çözümlerde iç ortam, dış ortamda ve pencere içindeki doğal taşınım problemlerinin çözümü için SST (Shear Stress Transport, Kayma Gerilimi Taşınımı) k-ω türbülans modeli seçilmiştir (Menter, 1994). Basınç-hız ikilisi için SIMPLEC (Semi-Implicit Method for Pressure Linked Equations-Consistent, Basınçla Bağlantılı Denklemler için Yarı-Örtülü Yöntem-Tutarlı) uygulanmıştır. Momentum, türbülans kinetik enerji,

spesifik dağılma oranı ve enerji denklemi ayrıklaştırmasında ikinci dereceden rüzgara karşı ayrıklaştırma şemaları kullanılmıştır. İterasyona bağlı çözümlerde kullanılan artık değerleri enerji denklemi hariç 10^{-6} alınmıştır, enerji denkleminde ise kullanılan artık değer ise 10^{-8}' dir.

Tablo 2. Sınır koşulunda tanımlanan değerler

	ilk ölçüm	
	yalıtımsız	yalıtımlı
	$T_{\infty,iç} = 294.88K$ ve $T_{\infty,dis} = 279.24K$	
alt duvar alt	adyabatik	adyabatik
alt duvar iç	$h = 6.69 W/m^2K$	$h = 6.71 W/m^2K$
alt duvar dış	$h = 8.93 W/m^2K$	$h = 8.94 W/m^2K$
mermer iç yatay	$h = 7.77 W/m^2K$	$h = 7.80 W/m^2K$
mermer iç dikey	$h = 6.79 W/m^2K$	$h = 6.81 W/m^2K$
mermer dış yatay	$h = 14.09 W/m^2K$	$h = 14.10 W/m^2K$
mermer dış dikey	$h = 8.94 W/m^2K$	$h = 8.95 W/m^2K$
pencere iç dikey	$h = 6.62 W/m^2K$	$h = 6.64 W/m^2K$
pencere iç yatay	$h = 8.79 W/m^2K$	$h = 8.87 W/m^2K$
pencere dış dikey	$h = 8.76 W/m^2K$	$h = 8.76 W/m^2K$
pencere dış yatay	$h = 38.42 W/m^2K$	$h = 38.43 W/m^2K$
cam iç	$h = 7.05 W/m^2K$	$h = 7.09 W/m^2K$
cam dış	$h = 7.30 W/m^2K$	$h = 7.31 W/m^2K$
cam üst	adyabatik	qdyabatik
	ikinci ölçüm	
	yalıtımsız	yalıtımlı
	$T_{\infty,iç} = 294.71K$ ve $T_{\infty,dis} = 276.5K$	
alt duvar alt	adyabatik	adyabatik
alt duvar iç	$h = 6.53 W/m^2K$	$h = 6.59 W/m^2K$
alt duvar dış	$h = 10.77 W/m^2K$	$h = 10.77 W/m^2K$
mermer iç yatay	$h = 7.53 W/m^2K$	$h = 7.63 W/m^2K$
mermer iç dikey	$h = 6.62 W/m^2K$	$h = 6.69 W/m^2K$
mermer dış yatay	$h = 17.94 W/m^2K$	$h = 17.94 W/m^2K$
mermer dış dikey	$h = 10.77 W/m^2K$	$h = 10.77 W/m^2K$
pencere iç dikey	$h = 6.46 W/m^2K$	$h = 6.52 W/m^2K$
pencere iç yatay	$h = 8.33 W/m^2K$	$h = 8.52 W/m^2K$
pencere dış dikey	$h = 10.57 W/m^2K$	$h = 10.56 W/m^2K$
pencere dış yatay	$h = 52.87 W/m^2K$	$h = 52.86 W/m^2K$
cam iç	$h = 6.81 W/m^2K$	$h = 6.90 W/m^2K$
cam dış	$h = 9.14 W/m^2K$	$h = 9.14 W/m^2K$
cam üst	adyabatik	adyabatik

Nümerik çözümlerde kulanılan kütle korunum denklemi;

$$\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i) = 0 \tag{7}$$

burada u_i, x_i global koordinatindaki hızdır. Momentum korumum denklemi;

$$\frac{\partial(\rho u_i u_j)}{\partial x_i} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\mu\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i}\right)\right] + \frac{\partial}{\partial x_j}\left(-\rho\overline{u_i' u_j'}\right) - \rho g \tag{8}$$

burada μ dinamik viskozite ve $\overline{u_i'}$ ise hız komponentinin salınımıdır. Yer çekimi g ivmesi -y yönündedir. Denklem 8' de belirtilen $-\rho\overline{u_i' u_j'}$ terimi Reynolds gerilimi terimidir ve türbülans modellenmesi için gereklidir. Reynold gerilim terimi genel olarak Boussinesq hipotezi ile ilişkilendirilir.

$$-\rho\overline{u_i' u_j'} = \mu_t\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i}\right) \tag{9}$$

Enerji denklemi ise

$$\frac{\partial(\rho u_i T)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j}\left(\left(\Gamma + \Gamma_t\right)\frac{\partial T}{\partial x_j}\right) \tag{10}$$

burada T sıcaklıktır. Γ ve Γ_t molekler ısıl yayılımı ve türbülan ısıl yayılımıdır.

$$\Gamma = \frac{\mu}{\mathrm{Pr}} \quad \text{ve} \quad \Gamma_t = \frac{\mu_t}{\mathrm{Pr}_t} \tag{11}$$

Yukaradaki denklemde Pr ve Pr_t sırası ile Prandlt sayısı ve ısıl Prandtl sayısıdır.

Daha önceden belirtildiği gibi akış alanının nümerik çözümünde SST (Shear Stress Transport, Kayma Gerilimi Taşınımı) k-ω türbülans modeli seçilmiştir. Hem türüblans kinetik enerji hem de spesifik dağılma oranı için yönetici denklemler mevcuttur.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left(\Gamma_k \frac{\partial k}{\partial x_j}\right) + G_k - Y_k \tag{12}$$

ve

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \omega) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \omega u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left(\Gamma_\omega \frac{\partial \omega}{\partial x_j}\right) + G_\omega - Y_\omega \tag{13}$$

şeklinde verilebilir ve bu denklemlerde, G_k ortalama hız gradyanlarından kaynaklanan türbülans kinetik enerjisinin üretimini, G_ω ise ω'nın üretimini temsil eder. Γ_k ve Γ_ω, sırasıyla k ve ω'nın etkin yayınımını ifade eder. Y_k ve Y_ω, türbülans nedeniyle k ve ω'nın yok olmasını (dağılmasını) temsil eder. Türbülans viskozitesi μ_t aşağıdaki gibi hesaplanır.

$$\mu_t = \frac{\rho k}{\omega} \frac{1}{\max\left[\frac{1}{\alpha^*}, \frac{SF_2}{\alpha_1 \omega}\right]} \tag{14}$$

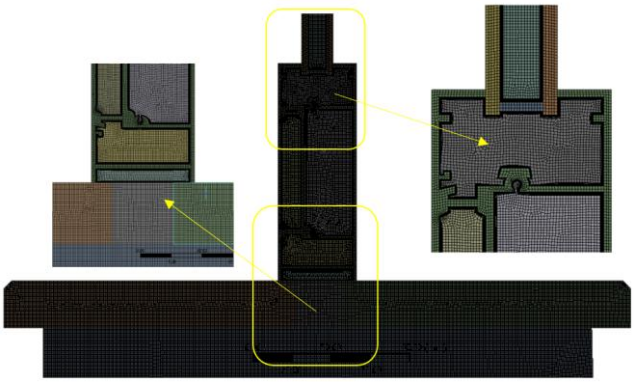
Burada S gerinim hızı büyüklüğünü ifade eder. α^* katsayısı türbülans viskozitesini azaltarak düşük Reynolds sayısı düzeltmesine neden olur. F_2 katsayısı aşağıdaki gibi tanımlanır.

$$F_2 = \tanh\left(\Phi_2^2\right) \tag{15}$$

$$\Phi_2 = \max\left[2\frac{\sqrt{k}}{0.09\omega y}, \frac{500\mu}{\rho y^2 \omega}\right] \tag{16}$$

burada y bir sonraki yüzeye olan mesafedir. Bu model de kullanılan katsayılar varsayılan olarak seçilmiştir.

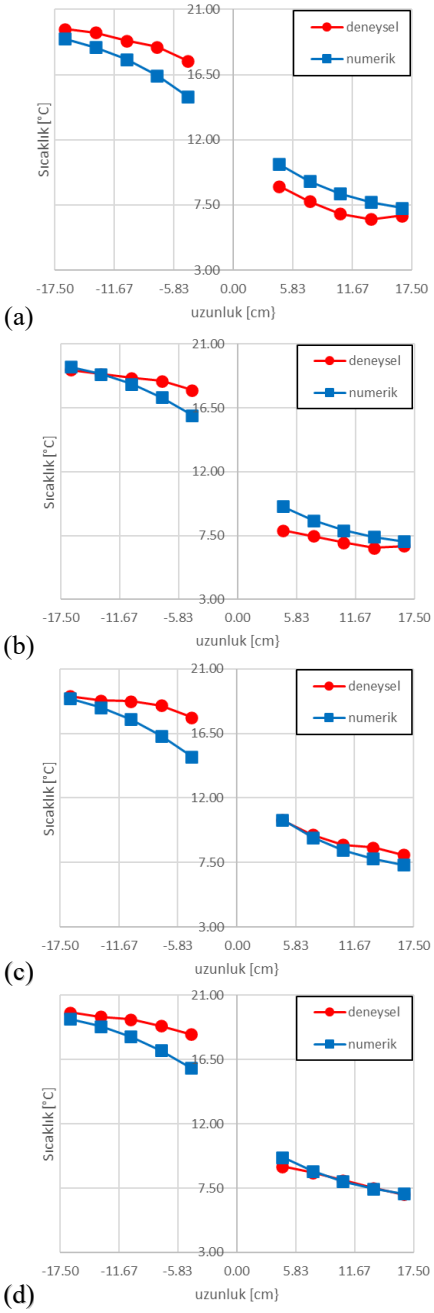
Şekil 5' de oluşturulan sayısal ağların detaylı görüntüsü verilmiştir. Sayısal ağlar 0.8mm' lik eleman boyutuna sahip yapısal ağlardan oluşmuştur. Havanın yüzeye temas ettiği yüzeylerde 1.2 genişleme oranına sahip on adet sınır tabaka ağı kullanılmıştır. Bu nedenle duvar kenarlarında y^+ değeri 1' in altında tutulmuştur. Yalıtımsız ve yalıtımlı durum için sırası ile 303048 ve 299943 elaman sayısı kullanılmıştır.



Şekil 5. Sayısal ağlar

Doğrulama

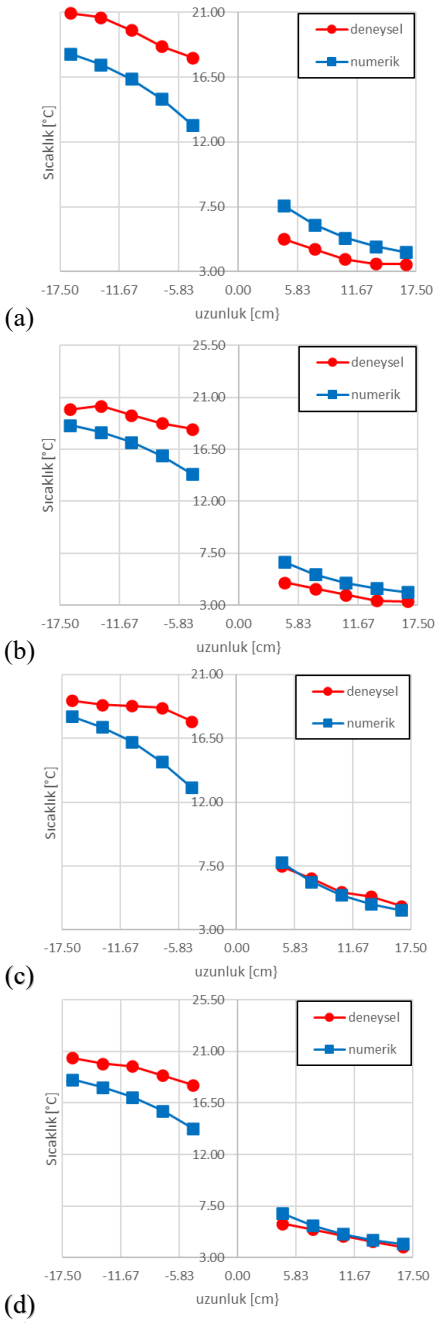
Ölçümler dış sıcaklığın düşük olduğu 22 Mart 2025 (ilk ölçüm) - 9 Nisan 2025 (ikinci ölçüm) tarihlerde ve saat 23:00 civarında (dış sıcaklığın düşük olduğu ana denk getirmek için) alınmış olup, güneş radyasyonunun olmadığı saatlere denk getirilmiştir. Ölçümlerde pencere perdesiz ve iç ve dış ortam ışıma ısı transferinin etkisinin bulunduğu durum için yapılmıştır. Ölçümlerde sistemin rejime gelmesi beklendikten sonra 15 dakika boyunca her 20 saniyede olmak üzere toplam 45 ölçüm alınmıştır. Bunların ortalama değerleri esas alınarak değerlendirme yapılmıştır.



Şekil 6. İlk ölçümde deneysel ve nümerik çözümlerin karşılaştırılması (a) yalıtımsız yüzey, (b) yalıtımlı yüzey, (c) yalıtımsız derinlik ve (d) yalıtımlı derinlik için

Hem ilk deneysel ölçüm hem de ikinci deneysel ölçüm için nümerik çözümler yapıldı. Nümerik çözümlerin doğruluğunu kanıtlayabilmek için nümerik çözümlerden elde edilen değerler deneysel sonuçlar ile karşılaştırılmalıdır. Şekil 6' da ilk ölçüm için deneysel ölçümler ile nümerik çözümden elde edile değerler (a) yalıtımsız yüzey, (b) yalıtımlı yüzey, (c) yalıtımsız derinlik ve (d) yalıtımlı derinlik için karşılaştırılmıştır. Yalıtımsız yüzeyin dış tarafında nümerik sonuçlar deneysel sonuçlardan daha büyüktür. Yalıtımsız yüzeyin iç tarafında ise deneysel sonuçlar nümerik sonuçlardan

daha büyüktür. Her iki tarafta da camdan uzaklaştıkça nümerik sonuçlar ile deneysel sonuçlar birbirine yaklaşmaktadır (Şekil 6a). Yalıtımlı yüzey için yalıtımsız yüzey için yapılan aynı yorumlar yapılabilir, fakat iç tarafın camdan uzak bölgesinde nümerik sonuçlar ile deneysel sonuçlar birbiri ile örtüşmektedir.



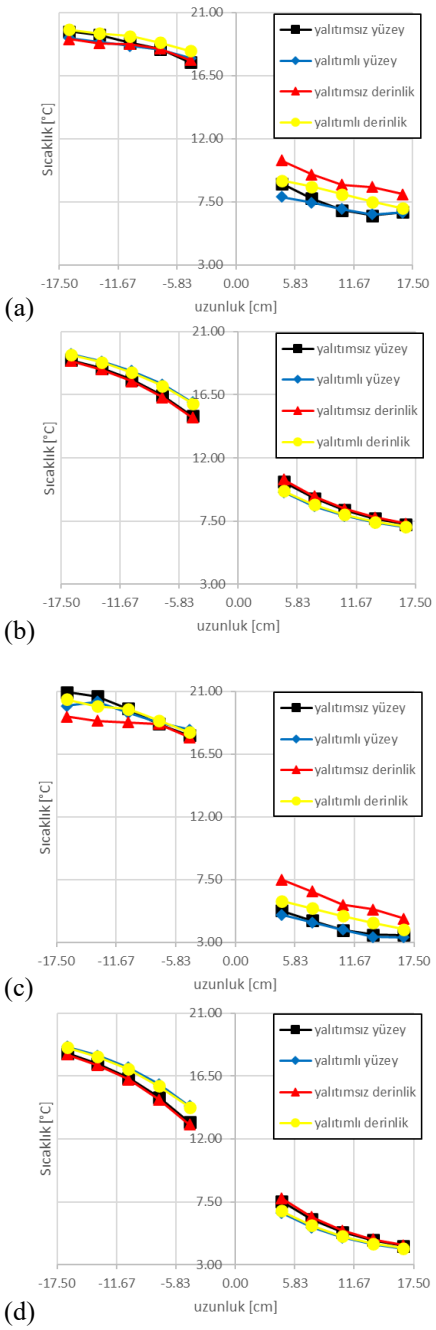
Şekil 7. İkinci ölçümde deneysel ve nümerik çözümlerin karşılaştırılması (a) yalıtımsız yüzey, (b) yalıtımlı yüzey, (c) yalıtımsız derinlik ve (d) yalıtımlı derinlik için

Ayrıca yalıtımlı yüzeyde genelde deney sonuçları ile nümerik sonuçlar birbirine daha yakındır (Şekil 6b). Yalıtımsız derinlik sonuçlarına bakıldığında iç tarafta yine deneysel sonuçlar nümerik çözümlerden daha büyüktür ama camdan uzak bölgede sonuçlar birbiri ile örtüşmektedir. Dış bölgede ise sonuçlar birbirine çok yakındır, camdan uzaklaştıkça azda olsa farklılıklar gözlemlenmektedir (Şekil 6c). Yalıtımlı derinlik sonuçları incelendiğinde dış tarafta deneysel sonuçlar nümerik sonuçlardan daha büyüktür, cama yaklaşıldıkça iki çözüm arasında fark artmaktadır. Dış tarafta deneysel veriler ile nümerik veriler üst üste oturmuştur (Şekil 6d).

Şekil 7' de ise ikinci ölçüm için deneylerden elde edilen yüzey sıcaklıkları ile nümerik çözümlerden hesaplanan yüzey sıcaklıkları (a) yalıtımsız yüzey, (b) yalıtımlı yüzey, (c) yalıtımsız derinlik ve (d) yalıtımlı derinlik için karşılaştırılmıştır. Yalıtımsız yüzeyin iç tarafında deneysel veriler nümerik verilerden büyüktür, iki çözüm arasında eğim olarak uyum gözlemlenmekle beraber iki veri arasındaki fark yaklaşık 3°C' dir. Dış tarafta ise nümerik sonuçlar deneysel sonuçlardan daha büyük çıkmıştır, iki çözüm arasındaki fark camdan uzaklaştıkça azalmaktadır. Yalıtımlı yüzeyin dış tarafına yine deneysel sonuçlar nümerik sonuçlardan daha büyüktür, fakat iki çözüm arasındaki fark yalıtımsız yüzeye göre daha düşüktür yaklaşık 2°C mertebesindedir. Yalıtımsız ve yalıtımlı derinlik çözümleri incelendiğinde, iç tarafta deneysel sonuçların nümerik sonuçlardan daha büyük olduğu görülür. Her iki derinlik çözümlerinde camdan uzaklaştıkça veriler birbirine daha yakın cama yaklaştıkça veriler birbirinden uzaklaşmaktadır. Yalıtımlı derinliğin iç tarafında nümerik sonuçlar deneysel veriler ile daha yakındır yalıtımsız yüzeye kıyasla. Dış tarafta ise hem yalıtımsız hem de yalıtımlı derinlik için deneysel veriler ile nümerik veriler birbiri üstünedir. Şekil 6 ve 7' deki deneysel sonuçlar ile nümerik sonuçlar arasında farklar ortaya çıkmıştır. Bu farklar daha çok iç ortamdaki mermer sıcaklıklarında gözükmektedir. Bu iç taraftaki sınır koşullarının hesabını tekrardan gözden geçirmeyi gerektirebilir. Ayrca bu çalışmada ağdan bağımsızlık çalışması yapılmadı bunun yerine yeterince sıkı bir ağ konfigürasyonu seçildi. Ağdan bağımsızlık çalışması yapılarak, nümerik sonuçların deneysel ölçüm sonuçlarına yaklaştığı denenebilir. Bunlara ek olarak, mümerik çözümde daha hassas şemalar kullanarak nümerik sonuçlar ile deneysel sonuçlar birbirine yaklaştırılabilir.

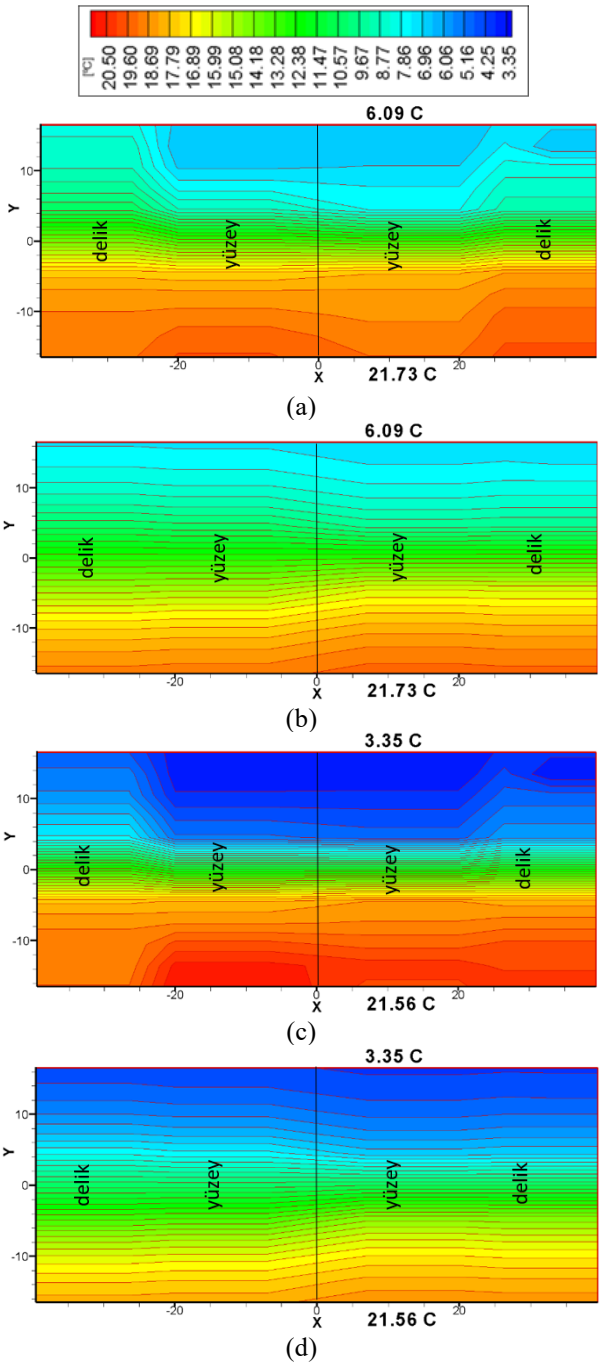
Şekil 8 yalıtımsız, yalıtımlı yüzeylerin ve derinliklerin sıcaklık dağılımlarını karşılaştırmaktadır. Bu karşılaştırmalar (a) dış hava sıcaklığı 6°C olan ilk ölçüm için deneysel sonuçlar, (b) dış hava sıcaklığı 6°C olan ilk ölçüm için nümerik sonuçlar, (c) dış hava sıcaklığı 3°C olan ikinci ölçüm için deneysel sonuçlar ve (d) dış hava sıcaklığı 3°C olan ikinci ölçüm için nümerik sonuçlar için yapılmıştır. Dış hava sıcaklığı yaklaşık 6°C olan ilk ölçümün iç tarafında yalıtımsız yüzeyde sıcaklık düşüşü daha belirgindir, çünkü yalıtım olmadığı için iç ortamdan dışarıya ısı kaybı fazladır. Yalıtımlı yüzeyde ise sıcaklık daha yüksektir, çünkü yalıtım malzemesi ısı geçişini azaltır. Derinliklerde yalıtımsız durumda sıcaklıklar daha düşük, yalıtımlı durumda ise daha stabildir. Yine ilk ölçüm için dış tarafta yalıtımsız yüzeyde sıcaklık dış hava sıcaklığına daha hızlı yaklaşırken yalıtımlı yüzeyde ise sıcaklık gradyanı daha düşüktür, çünkü yalıtım dış etkilere karşı koruma sağlar. Derinliklerdeki sıcaklıklar yüzeylere göre daha yüksek kalır. Dış hava sıcaklığı yaklaşıl 3°C olan ikinci ölçümün iç tarafında yalıtımsız yüzeyde sıcaklıklar daha düşük, yalıtımlı yüzeyde ise

sıcaklıklar daha yüksektir, çünkü yalıtım ısı transferin engeller. Derinliklerde yalıtımsız durumda sıcaklık daha düşük yalıtımlı durumda ise daha stabildir. Yine aynı ölçümüm dış tarafında yalıtımsız yüzeyde sıcaklık dış hava sıcaklığı olan 3°C' ye daha hızlı ulaşır Yalıtımlı



Şekil 8. Yalıtımsız ve yalıtımlı yüzey ve derinliklerin sıcaklık dağılımı (a) ilk ölçüm deneysel, (b) ilk ölçüm nümerik, (c) ikinci ölçüm deneysel ve (d) ikinci ölçüm nümerik için

yüzeyde ise sıcaklık değişimi daha yavaştır, çünkü yalıtım düşük dış sıcaklığın etkisini azaltır. Yalıtımsız derinliklerde sıcaklık, yüzeye göre daha yüksektir, çünkü dış ortamın soğuk etkisi derinlere inerken yavaşlar. Yalıtımlı derinliklerde sıcaklık, yüzeyden daha stabildir ve iç bölgeye doğru daha az değişir. Her iki dış sıcaklık ölçümlerinde, deneysel sonuçlar ile nümerik sonuçları benzer eğilimler göstermiştir. Ancak nümerik verilerde sıcaklık değişimleri daha düzgün ve teorik modele uygun şekildedir. Yalıtımın etkisi sayısal olarak da doğrulanmıştır.



Şekil 9. Yalıtımsız ve yalıtımlı yüzey ve derinliklerin sıcaklık dağılımının iki boyutlu gösterimi (a) ilk ölçüm deneysel, (b) ilk ölçüm nümerik, (c) ikinci ölçüm deneysel ve (d) ikinci ölçüm nümerik için

Şekil 9' da yalıtımsız, yalıtımlı yüzeylerin ve derinliklerin sıcaklık dağılımlarını iki boyutlu olarak gösterilmiş ve karşılaştırılmıştır. Bu karşılaştırmalar (a) dış hava sıcaklığı 6°C olan ilk ölçüm için deneysel sonuçlar, (b) dış hava sıcaklığı 6°C olan ilk ölçüm için nümerik sonuçlar, (c) dış hava sıcaklığı 3°C olan ikinci ölçüm için deneysel sonuçlar ve (d) dış hava sıcaklığı

3°C olan ikinci ölçüm için nümerik sonuçlar için yapılmıştır. İç ve dış taraflar, yalıtımız ve yalıtımlı bölgeler, yüzey den sıcaklık alınan bölgeler ile derinlikten sıcaklık alınan bölgeler Sekil 3' te gösterilmiştir. Bu plana göre sıcaklık değerleri gösterilmiştir. Ayrıca daha iyi bir karşılaştırma yapabilmek için dört adet iki boyutlu şekil için aynı ölçek kullanılmıştır. Şekil 9' da yapılacak yorumlar Şekil 8 ile aynıdır. Çünkü Şekil 8' de sıcaklık değerlerinin grafik şekilde gösterimi, Şekil 9' da iki boyutlu olarak gösterim birbirinin aynıdır, fakat Şekil 9' daki görsel bütün çalışma alanını iki boyutlu gösteren daha kapsayıcı bir görseldir.

SONUÇLAR

Bu çalışma da pencere altında ısıtıcı bulunmadığı ve pencerede perde olmadığı durum için çalışma yapılmıştır. Dış havanın yaklaşık 6°C ve 3°C olduğu iki farklı tarihte hem yalıtımsız hem de yalıtımlı mermerde, mermer yüzeyinde ve mermer içinde sıcaklık ölçümleri deneysel olarak belirlenmiştir. Deneysel çözümlere ek olarak sonlu hacimler tabanlı ticari kod olan Ansys-Fluent kullanarak nümerik çözümler elde edilmiştir. Bu deneysel ve analiz çalışmalardan elde edilen sonuçlar aşağıda sıralanmıştır.

- Yalıtımsız yüzey ve yalıtımsız derinliklerde sıcaklık düşüşü daha belirgindir. Isı kaybı fazla olduğu için iç ortamdan dışarıya hızlı bir ısı geçişi olur. Yalıtımlı yüzey ve yalıtımlı derinliklerde sıcaklıklar daha yüksek ve stabildir. Yalıtım malzemesi ısı transferini engelleyerek iç bölgeleri daha sıcak olarak korumuştur.
- İç tarafta, yalıtımsız durumda ısı dış ortama hızlıca kaybedildiğinden dolayı sıcaklıklar düşük iken yalıtımlı durumda sıcaklıklar daha yüksektir ve daha az değişkenlik gösterir, yalıtım iç bölgenin soğumasını yavaşlatır
- Dış tarafta, yalıtımsız durumda, sıcaklıkla dış hava koşullarına hızla uyum sağlar, fakat yalıtımlı durumda sıcaklık değişimi yavaştır. Yalıtım dış düşük sıcaklığın iç bölgelere etkisini geciktirir.
- İç tarafta yalıtımsız durumda derinlik sıcaklıkları yüzeyden belirgin şekilde daha soğuk iken yalıtımlı durumda sıcaklık hem yüzeyde hem de derinlikte korunur, fark minimaldir. Dış tarafta yalıtımsız durumda derinlik sıcaklıkları dış yüzeyden hafifçe sıcaktır, yalıtımlı durumda yüzey ve derinlik sıcaklıkları neredeyse birbirleri ile aynıdır. Yalıtım, yüzey ve derinlik arasındaki sıcaklık farklarını minimize ederek ısıl denge sağlar. Yalıtımsız durumda ise derinlikler, yüzeylere kıyasla daha "korunaklı" bölgelerdir.
- Genelde iç tarafta deneyden elde edilen sıcaklıklar ile nümerik çalışmadan elde edilen sıcaklıklar daha büyüktür. İç tarafta ise durum tam tersidir. İç tarafta iki çözüm arasında sıcaklık farkları daha fazla ilen dış tarafta bu farklar daha azdır, hatta dış tarafta iki çözümün birbiri ile aynı sıcaklıklar ürettiği gözlemlenmiştir.
- Nümerik verilerde sıcaklık değişimleri deneyselden elde edilen sıcaklık değişimlerine nazaran daha düzgün ve teorik modele uygun şekildedir. Yalıtımın etkisi sayısal olarak da doğrulanmıştır.

Ayrıca, bu çalışmada pencere altında ısıtıcı bulunmadığı ve pencerede perde olmadığı durum için inceleme yapılmıştır. Genelde gerçek durumda kalorifer tesisatında pencere altında radyatör bulunduğu için pencere altı hava sıcaklığı VRV ısı pompalı ısıtma sistemine göre farklı çalışma şartlarında (15-25 oC arasında daha yüksek) olacaktır. Pencere önünde perde olması, pencere önü sıcaklığı yükseltecek ve ışımayla pencereden olan ısı geçişini önemli ölçüde azaltabilecektir. Bu nedenlerden dolayı bu durumdaki çalışma şartlarında mermerin ısıl performansının ayrıca değerlendirilmesi gerektiği aşikârdır. Bunlarla birlikte yaz çalışma şartlarında ise pencere altında bulunan mermerin ortamın ısı kazançlarını olumsuz etkileyip klima soğutma yükünü artırıp, termal konforu da olumsuz etkileme durumu da söz konusu olacaktır. Bu söz konusu farklı durumların incelenmesi sonraki çalışmalar olarak hedeflenmektedir.

TEŞEKKÜR

Bu çalışma TÜBİTAK 2209A Öğrenci projesi kapsamında yapılmıştır. TÜBİTAK'a bu desteği için teşekkür ederiz. Ayrıca, deneysel çalışmaların yürütüldüğü KUTSAL laboratuvarını kullanmamıza izin verdikleri için Elektronik ve Haberleşme Mühendisliği bölümü başkanlığına ve KUTSAL laboratuvarı sorumlularına teşekkür ederiz.

KAYNAKLAR

Ansys-Fluent, *Ansys-Fluent 19.2 User's Guide*, Canonsburg, PA, Ansys Inc., 2018

Arıcı M. and Karabay H., 2010, Determination of optimum thickness of double-glazed windows for the climatic regions of Turkey, *Energy and Buildings*, 42, 1773-1778.

Arıcı M., Karabay H. and Kan M., 2015, Flow and heat transger in double, triple and quadruple pane windows, *Energy and Buildings*, 86, 394-402.

Arıcı M., Tükel M., Yıldız Ç., Li D. and Karabay H., 2020, Is the thermal transmittance of air-filled inclined multi-glazing windows similar to that of vertical ones, *Energy and Buildings*, 229, 110515.

Aslan E, Adıyaman M. and Karabay H., 2025, Investigation of flow and heat transfer in double-glazed windows under vertically oscillating conditions, *Numerical Heat Transfer, Part A: Applications.*

Binalarda Isı Yalıtımı Yönetmeliği 8 Mayıs 2000 Tarih ve 24043 sayılı Resmi gazete yer alan Bayındırlık ve

İskan Bakanlığından: Binalarda Isı Yalıtımı Yönetmeliği.

Choi J.-S., Kim C., Jang H. and Kim R.-J., 2023, In-situ evaluation of windowwall joint performance using numerical model and thermal images, *Case Studies in Thermal Engineering,* 45, 102988.

Dağsöz A.K. 1998, *Sıcak sulu Kalorifer Tesisatı*, Demirdökğm Teknik Yayın, No. 6, Baskı. 1

Gündüz L., Şapcı N. and Karcı M., 2013, Mermerlerin Isıl Performanı ve Binalarda Enerji Verimliliğine Etkilerinin İncelenmesi, *Madencilik*, 4, 27-36.

Hubová O., Macák M., Franek M., Lobotka P., Konečná L.B. and Ivánková O., 2023 Numerical analysis of wind effects on a residental building with a focus on the linings, windows sills,and lintel, *Buildings*, 13, 183.

Larsson U., Mosfegh, B. and Sandberg M., 1999, Thermal analysis of super insulated windows (numerical and experimental investigations), *Energy and Buildings,* 29, 121-128.

Menter F.R., 1994, Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications, *AIAA Journal,* 32(8), 1598-1605.

https://www.mgm.gov.tr/?il=Kocaeli&ilce=Izmit, erişim tarihi: 15 Mayıs 2025.

Qin X., Liu H., Zhang X., Jiang N., Yang L. and Jin X., 2024, Thermal analysis of windowwall interface for renovation of historical building, *Energy and Buildings,* 310, 114108

TS 825 Binalarda Isı Yalıtım Kuralları Standardı ile İlgili Tebliğ (Tebliğ No: MHGM-2025/1), 20 Şubat 2025 Perşembe, Resmi Gazete. Sayı: 32819.

TS 2164 Kalorifer Tesisatı Projenlendirme Kuralları, 1983

TS EN 12241: Bina ve Endüstriyel Tesislerde Yalıtım Standardı, 2008 (E).

Türkiye'nin Enerji Görünümü, Oda Raporu 2024, Makine Mühendisleri Odası, Yayın no: MMO/758, 2024.

CAM ELYAF KATKILI POLİPROPİLEN LEVHALARIN PRESLEME ÖNCESİ ISIL İŞLEMİ İÇİN KIZILÖTESİ FIRIN TASARIM PARAMETRELERİNİN DEĞERLENDİRİLMESİ

Alper KELEŞOĞLU*
*Sistem Teknik Sanayi Fırınları A.Ş., Ar-Ge Merkezi, 41420 Çayırova, KOCAELİ, alperkelesoglu@sistemteknik.com

Özet: Otomotiv endüstrisinde ağırlık azaltma çalışmaları sonucu cam elyaf katkılı polipropilen levhalar sıklıkla tercih edilen bir malzeme çeşidi olarak son yıllarda sıklıkla kullanılmaya başlanmıştır. Genel itibari ile sıvama sıcaklığına ulaştıktan sonra soğuk pres ile şekillendirme yapılmakta ve final ürün elde edilmektedir. Sıvama sıcaklığına ulaşmak içinse endüstriyel fırınlar kullanılmaktadır. Bu çalışma kapsamında 165 mm x 193 mm x 3,8 mm (genişlik x uzunluk x yükseklik) boyutlarındaki 3 adet cam elyaf plakaları ardıl sıra besleyerek sıvama sıcaklığı olan 200°C üzerine homojen bir şekilde çıkarma kapasitesine sahip kızılötesi fırın tasarım parametreleri incelenmiştir. Bu kapsamda kullanılması gereken kızılötesi rezistans tipinin uzun dalga boyu ışınım yapma kapasitesine sahip seramik kızılötesi rezistans olması gerektiği ve yüzey sıcaklığının fırının farklı bölgelerinde değişmek ile birlikte 200 W ve 250 W güçlerindeki rezistanslar ile 280-320°C arasında olması gerektiği belirlenmiş ve fırının faydalı boyutları hesaplanmıştır. Yapılan deneysel çalışma ile de teorik hesaplamalar sonucu elde edilen değerlerin doğrulaması yapılmıştır.
Anahtar Kelimler: Kızılötesi, Isıl işlem, polipropilen, fırın.

EVALUATION OF INFRARED FURNACE DESIGN PARAMETERS FOR PRE-PRESSING HEAT TREATMENT OF GLASS FIBER REINFORCED POLYPROPYLENE SHEETS

Abstract: As a result of weight reduction efforts in the automotive industry, glass fiber reinforced polypropylene sheets have been frequently used as a preferred material type in recent years. In general, after reaching the curing temperature, shaping is done with a cold press and the final product is obtained. Industrial furnaces are used to reach the plastering temperature. Within the scope of this study, the design parameters of an infrared furnace capable of feeding 3 glass fiber plates with dimensions of 165 mm x 193 mm x 3.8 mm (width x length x height) consecutively and homogeneously raising them above 200°C, which is the curing temperature, were examined. In this context, it was determined that the type of infrared resistance that should be used should be ceramic infrared resistance with long wavelength radiation capacity and the surface temperature should be between 280-320°C with resistances of 200 W and 250 W power, although it varies in different parts of the furnace, and the useful dimensions of the furnace were calculated. The values obtained as a result of theoretical calculations were verified with the experimental study.
Keywords: Infrared, Heat treatment, Polypropylene, Furnace.

GİRİŞ

Malzeme ikamesi, otomotiv uygulamalarında çelik alaşımların polimer kompozit gibi daha ağırlık tasarrufu sağlayan malzemelerle ikame edildiği araç ağırlığını azaltma yaklaşımlarından biridir. Kompozit malzemeler ise genel olarak, matris ve takviye olmak üzere iki bileşenden oluşumaktadır. Yüksek mukavemetli elyaflar, aralarında belirgin bir arayüz bulunan bir matris içine gömülüdür ve yük taşıyan bileşenler olarak hareket ederken, matris onları istenen yönde tutan ana yük aktarım ortamıdır. Otomotiv yapılarının ağırlığının azaltılması (hafifletilmesi), karbon takviyeli plastik kompozitten cam elyaf takviyeli plastik kompozite kadar değişen kompozit malzemelerin kullanılmasıyla elde edilebilir. Bu tür malzemeler, otomotiv endüstrisine hakim olan demir, çelik ve alüminyum gibi metallerden daha az ağırlık sağlamaktadır. Metalik malzemelerin cam elyaf katkılı plastik kompozit ile değiştirilmesinin, sertlik ve mukavemeti korurken %40-60 ağırlık tasarrufuna neden olduğu bildirilmiştir (Mohammadi *vd*, 2023).

Polipropilen (PP), yeterli sertlik ve boyutsal kararlılık gerektiren otomotiv endüstrisinde yapısal malzeme olarak kullanılmaktadır. PP'nin sahip olduğu özellikler takviye edici elyafların eklenmesiyle

geliştirilebilmektedir. Cam elyaf takviyesi uzun süredir piyasada ticari olarak mevcut olmak ile birlikte karbon elyaf modifiye PP ile daha yüksek fiyatına rağmen gelişmiş uygulamalar için üretilmektedir (Várdai *vd*, 2020).

Bu çalışma kapsamında cam elyaf katkılı polipropilen levhaların soğuk presleme işlemi öncesi ortam sıcaklığından sıvama sıcaklığı olan 200°C'ye ısıtılması için bir kızılötesi fırın tasarım parametreleri değerlendirilmiştir.

MATERYAL VE METOD

Üretim Planı ve Hedef

Üretim kapsamında Tablo 1'de geometrik boyutları verilmiş olan cam elyaf katkılı polipropilen levhadan 3 adedinin (N_p) presleme süresi (t_{pr}) olan her 50 saniyede, ortam sıcaklığı (T_∞) olan 25°C'den sıvama sıcaklığı olan (T_s) 200°C'ye çıkartılması hedeflenmiştir. Ayrıca, levhaları ısıl işlem fırınından çıktıkran sonra prese yükleme süresi (t_y) 10 saniye olduğu kabul edilmiştir.

Tablo 1. Cam elyaf katkılı polipropilen levha geometrik boyutları.

Uzunluk (L_p)	193 mm
Genişlik (w_p)	165 mm
Kalınlık (t_p)	3,8 mm

Cam Elyaf Katkılı Polipropilen Plaka Özellikleri

Fırında işlem görmesi planlanan plakaların karakteristik özellikleri Tablo 2'de özetlenmiştir.

Tablo 2. Cam elyaf katkılı polipropilen levha özellikleri.

Özkütle (ρ_p) (Karger-Kocsis, 1999)	1210 kg/m^3
Özgül Isı (Cp) (Karger-Kocsis, 1999)	1920 J/kg.K
Yüzey Emicilik Katsayısı (ε_p) (Labeas *vd*, 2008)	0,95

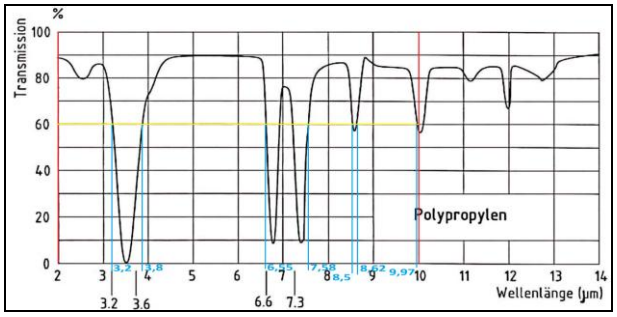
1 adet plakanın kütlesi (m_p) Eş. (1) ile hesaplanmaktadır.

$$m_p = \rho_p(L_p w_p t_p) \quad (1)$$

Buradan m_p 0,146 kg olarak hesaplanmıştır. Presin ihtiyaç duyduğu 3 adet plaka için toplan kütle (m_t) Eş. (2) ile hesaplanmaktadır.

$$m_t = N_p m_p \quad (2)$$

Buradan m_t 0,439 kg olarak hesaplanmıştır. Kızılötesi dalga boyunda polipropilenin absorbanlık-geçirgenlik spektrumu, kızılötesi rezistans tipinin seçilmesinde önem arz etmekte olup Şekil 1'de verilmiştir.



Şekil 1. Polipropilenin absorbanlık-geçirgenlik spektrumu (Luongo, 1960).

Kızılötesi ile ısıtma teknolojisinden maksimum verim ile faydalanabilmek için parçanın kızılötesi ışınımın ne kadarlık kısmını bünyesinde absorbladığı, ilettiği ve yansıttığının belirlenmesi gerekmektedir. Ancak bu üç hususdan en önemlisi, parçanın hangi dalga boyları arasında maksimum absorbanlığı sağlayacağının tespit edilmesidir. Maksimum absorbanlık dalga boyu aralıklarının belirlenmesi, fırın içerisinde kullanılacak kızılötesi rezistansların tipinin seçimi konusunda temel oluşturmaktadır. Bu doğrultuda, Şekil 1'de verilmiş olan polipropilene ait geçirgenlik spektrumu incelendiğinde, absorbanlığın maksimum seviyede olduğu etkin dalga boyu aralıklarının 3,2 µm - 3,8 µm; 6,55 µm – 7,58 µm; 8,5 µm – 8,62 µm ve 9,97 µm – 10 µm olduğu saptanmıştır.

Kızılötesi Rezistans Seçimi

Kızılötesi rezistansların seçiminde en etkin parametre işlem görecek malzemenin absorblama dalga boyu aralığının ısıtıcı tarafından sağlanabilirliğidir. Bu husus göz önünde bulundurulduğunda seçilecek kızılötesi rezistansların, Şekil 1'deki materyalin sahip olduğu geçirgenlik spektrumuna göre 3,2 µm ve 10 µm aralığındaki dalga boylarındaki yayıcılığının yüksek olması gerektiği sonucuna ulaşılmaktadır.

Ayrıca, Eş. (3) ile verilen Wien'in kaymama yasası kullanılarak, belirlenen bu etkin dalga boyları (λ) arasında maksimum absorbanlığı sağlayan dalga boyu aralığı olan 3,2 µm - 3,8 µm için seçilecek ısıtıcının sahip olması gerektiği yüzey sıcaklığı (T_r) saptanmaktadır.

$$T_r = \frac{5269}{\lambda} - 460 \quad (3)$$

Eş. 3 ile hesaplanan ısıtıcı yüzey sıcaklığı değeri, istenilen dalga boyunda çalışan bir ısıtıcının sahip olması gereken yüzey sıcaklığını nitelemektedir. Ancak, pratikte var olan ısıtıcılar belirli dalga boyları arasında çalışmaktadırlar ve sadece hesaplanan yüzey sıcaklığı değerini sağlamaları mümkün değildir. Bu nedenle farklı rezistans tipleri için verilen etkin dalga boylarının alt ve üst limit değerleri göz önünde bulundurularak seçim yapılmalıdır. Endüstride ticari olarak ulaşılabilen kızılötesi rezistanslar, tiplerine göre üç ana başlık altında

toplanabilir. Bunlar; seramik, kuartz ve kuartz tungsten/halojen rezistanslardır. Bahsedilen rezistans tiplerinin proje kapsamında kullanılabilirlikleri kıyaslayabilmek amacıyla aynı elektriksel güç tüketimlerindeki dalga boylarına karşılık gelen spektral güç yoğunluğu eğrileri incelenmiştir. Bu eğriler Şekil 2'de verilmiştir.



Şekil 2. Farklı tipteki kızılötesi rezistansların dalga boyu - spektral güç yoğunluğu eğrileri (Ceramicx, 2025).

Eğriler incelendiğinde seramik kızılötesi rezistansın polipropilenin absorbanlık-geçirgenlik spekturumunda maksimum absorblama yaptığı dalga boyunda daha yüksek spektral güç yoğunluğa sahip olduğu görülmüştr ve bu doğrultuda kullanımının uygun olduğu tespit edilmiştir. Seçilen seramik kızılötesi rezistans geometrik boyutları ve emisivite değeri Tablo 3'te, farklı rezistans güçlerine dair bilgiler Tablo 4'te verilmiştir.

Tablo 3. Seramik kızılötesi rezistans özellikleri (Ceramicx, 2025).

Uzunluk (L_r)	122 mm
Genişlik (w_r)	60 mm
Yükseklik (h_r)	15,5 mm
Yüzey Yayıcılık Katsayısı (ε_r)	0,85

Tablo 4. Seramik kızılötesi rezistans özellikleri (Ceramicx, 2025).

Güç (W)	150	200	250	300	325	400	500
Ortalama Yüzey Sıcaklığı (°C)	405	480	515	561	596	636	726
Maksimum Güç Yoğunluğu (W/m^2)	18000	24000	30000	36000	39000	48000	60000
100 mm'de Radyant Güç Yoğunluğu (W/m^2)	2600	3600	4800	6200	6900	8900	11400
Maksimum Çalışma Sıcaklığı (°C)	750	750	750	750	750	750	750

Isı Transferi Hesaplamaları

Plakaları ısıtmak için gerekli ısıl güç ($\dot{Q}_p$) Eş. (4) ile belirlenmiştir.

$$\dot{Q}_p = \frac{m_t C_p (T_s - T_\infty)}{t_{pr} + t_y} \tag{4}$$

Belirlenen ısıl gücün kızılötesi rezistanslar vasıtası ile plakalara aktarılması fırın içerisinde doğal taşınım ($\dot{Q}_{dt}$) ve ışınım ($\dot{Q}_ı$) yolu ile gerçekleşmekte olup çevreye olan ısıl kayıplar ($\dot{Q}_\infty$) çıkartılarak Eş. (5) ile hesaplanmıştır. Burada, fırın kontinü tipte olduğundan dolayı giriş ve çıkış kesitlerindeki açıklığın plaka yüksekliğinin düşük olması nedeni ile açıklık kayıpları hesaplamalara dahil edilmemiştir.

$$\dot{Q}_p = \dot{Q}_ı + \dot{Q}_{dt} - \dot{Q}_\infty \tag{5}$$

Doğal taşınım ile gerçekleşen ısı transferi Eş. (6) ile elde edilmiştir.

$$\dot{Q}_{dt} = hA_t\left[T_r - \left(\frac{T_s + T_\infty}{2}\right)\right] \tag{6}$$

Doğal taşınım hesaplamalarında plakaların genişliği ve uzunluğuna bağlı olan alan baz alınmış olup kalınlığın çok küçük olması nedeni ile hesaplamaya dahil edilmemiştir. Bu doğrultuda, toplam ısı transfer yüzey alanı (A_t) Eş. (7) ile tespit edilmiştir.

$$A_t = N_p[2(L_p w_p)] \tag{7}$$

Isı taşınım katsayısı (h), Eş. (8) ile elde edilmiştir.

$$h = \frac{Nu\, k_f}{L_k} \tag{8}$$

Film sıcaklığında havanın ısı iletim katsayısı (k_f), kinematik viskozitesi (ν_f) ve Prantdl sayısı (Pr_f) online bir kaynaktan elde edilmiştir (Peacesoftware, 2025). Film sıcaklığı (T_f) Eş. (9) ile tayin edilmiştir.

$$T_f = \frac{\left[T_r + \left(\frac{T_s + T_\infty}{2}\right)\right]}{2} \tag{9}$$

Karakteristik uzunluk (L_k) Eş. (10) ile belirlenmiştir.

$$L_k = \frac{L_p w_p}{2(L_p + w_p)} \tag{10}$$

Nusselt sayısı (Nu) Eş. (11) ile elde edilmiştir.

$$Nu = 0{,}27Ra^{1/4} \tag{11}$$

Rayleigh sayısı (Ra) Eş. (12) ile hesaplanmıştır.

$$Ra = GrPr_f \tag{12}$$

Grashof sayısı (Gr) Eş. (13) ile tespit edilmiştir. Burada (g) yerçekimi ivmesidir.

$$Gr = \frac{g\beta L_k^3\left[T_r - \left(\frac{T_s + T_\infty}{2}\right)\right]}{\nu_f^2} \tag{13}$$

Sıcaklık katsayısı (β) Eş (14) ile hesaplanmıştır.

$$\beta = \frac{1}{T_r + 273{,}15} \tag{14}$$

Işınım ile gerçekleşen ısı transferi Eş. (15) ile elde edilmiştir.

$$\dot{Q}_i = \varepsilon_e \sigma F_{1-2} A_t \left[(T_r + 273{,}15)^2 - \left(\frac{T_s + T_\infty}{2} + 273{,}15 \right)^2 \right] \eta_a \eta_\lambda (N_r N_u) \tag{15}$$

Burada (σ) Stefan-Boltzmann katsayısıdır. Efektif emisivite (ε_e) değeri Eş. (16) ile tespit edilmiştir.

$$\varepsilon_e = \frac{1}{\frac{1}{\varepsilon_p} + \frac{1}{\varepsilon_r} - 1} \tag{16}$$

Seramik kızılötesi rezistans ile plaka arasındaki görüş faktörü Şekil 3'te gösterilen geometrik ölçüler kullanılarak Eş. (17) ile hesaplanmıştır (Joy, 2014).

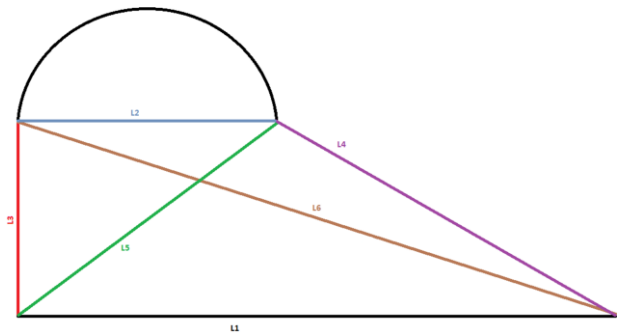
$$F_{1-2} = \frac{(L_5 + L_6) - (L_3 + L_4)}{2L_2} \tag{17}$$

Burada (L_1), (L_2) ve (L_3) sırasıyla w_r, w_p ve kızılötesi rezistans ile plaka arasındaki mesafedir ve (L_4), (L_5), ve (L_6) sırasıyla Eş. (18), Eş. (19) ve Eş. (20) ile tespit edilmiştir.

$$L_4 = \sqrt{\frac{{L_3}^2}{(L_1 - L_2)^2}} \tag{18}$$

$$L_5 = {L_2}^2 + {L_3}^2 \tag{19}$$

$$L_6 = {L_1}^2 + {L_3}^2 \tag{20}$$



Şekil 3. Görüş faktörü hesabında kullanılan geometrik ölçülerin şematik gösterimi.

Etkin alan verimi (η_a) Eş. 21 ile tespit edilmiştir.

$$\eta_a = \eta_p \eta_r \tag{21}$$

Burada (η_p) plaka alan verimi, (η_r) kızılötesi rezistans alan verimidir ve sırası ile Eş. (22) ve Eş. (23) kullanılarak hesaplanır.

$$\eta_p = \frac{A_t/2}{A_{tff}} \tag{22}$$

$$\eta_r = \frac{A_{tr}}{A_{tff}} \tag{23}$$

Toplam fırın faydalı alanı (A_{tff}) ve toplam kızılötesi rezistans faydalı alanı (A_{tr}) sırası ile Eş. (24) ve Eş. (25) kullanılarak tayin edilmiştir.

$$A_{tff} = L_{tff} w_{tff} \tag{24}$$

$$A_{tr} = (N_{Lur} + N_{wur}) L_r w_r \tag{25}$$

Burada (L_{tff}) toplam fırın faydalı uzunluğu, (w_{tff}) toplam fırın faydalı genişliği, (N_{Lur}) uzunlamasına kızılötesi rezistans sayısı ve (N_{wur}) genişlemesine kızılötesi rezistans sayısı olmak üzere sırası ile Eş. (26), Eş. (27), Eş. (28) ve Eş. (29) ile elde edilir.

$$L_{tff} = (N_{Lur} L_r) + [(N_{Lur} - 1) L_{up}] \tag{26}$$

$$w_{tff} = (N_{wur} w_r) + [(N_{wur} - 1) w_{up}] \tag{27}$$

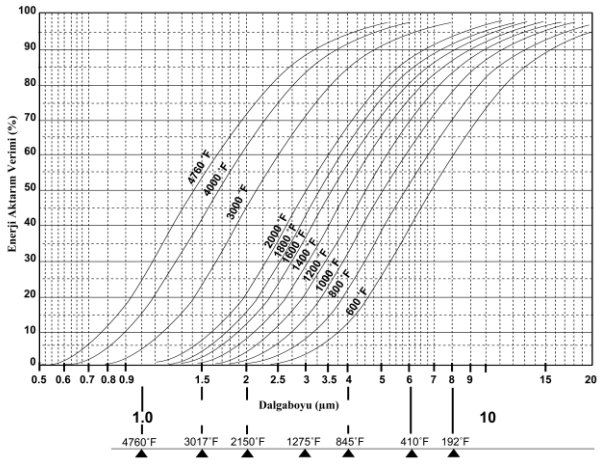
$$N_{Lur} = \frac{(N_{Lup} L_p) + [(N_{Lup} - 1) L_{up}]}{L_r} \tag{28}$$

$$N_{wur} = \frac{(N_{wup} w_p) + [(N_{wup} - 1) w_{up}]}{w_r} \tag{29}$$

Burada (L_{up}) plakalar arası uzunlamasına uzaklık, (w_{up}) plakalar arası genişlemesine uzaklık, (N_{Lup}) uzunlamasına plaka sayısı ve (N_{wup}) genişlemesine plaka sayısıdır. Rezistans sayısı (N_r) Eş.(30) kullanılarak hesaplanmıştır.

$$N_r = N_{Lur} N_{wur} \tag{30}$$

Işınım dalga boyunda enerji aktarım verimi (η_λ) Şekil 4 vasıtası ile belirlenmektedir. Polipropilen plakanın alttan ve/veya üstten ısıtma durumuna göre ısıtma yön sayısı (N_u), 1 veya 2 değerini almaktadır.



Şekil 4. Işınım dalga boyu enerji aktarım verim eğrisi (Watlow, 2025).

Çevreye olan ısıl kayıplar ($\dot{Q}_\infty$) Eş. (31) kullanılarak hesaplanmaktadır.

$$\dot{Q}_\infty = h_\infty A_{tf} [T_{df} - T_\infty] \tag{31}$$

Burada (h_∞) çevreye olan ısı kaybına dair ısı taşınım katsayısıdır ve değeri 5 W/m^2.K (Lee *vd*, 2014), (T_{df}) fırın dış yüzey sıcaklığıdır ve değeri 60°C olarak kabul edilmiştir (Dass *vd*, 2013). Fırın dış yüzey toplam alanı (A_{tf}) Eş. (32) kullanılarak hesaplanmıştır.

$$A_{tf} = (2h_{tf}L_{tf}) + (2h_{tf}w_{tf}) + (2L_{tf}w_{tf}) \quad (32)$$

Fırın dış uzunluğu (L_{tf}), dış genişliği (w_{tf}) ve dış yüksekliği (h_{tf}) sırasıyla Eş. (33), Eş. (34) ve Eş (35) kullaılarak belirlenmiştir.

$$L_{tf} = N_{Lur}L_r + [(N_{Lur} - 1)L_{up}] + 2h_i \quad (33)$$

$$w_{tf} = N_{wur}w_r + [(N_{wur} - 1)w_{up}] + 2h_i \quad (34)$$

$$h_{tf} = 2h_r + 2h_i + 2L_3 \quad (35)$$

Tüm ısıl güçlerin hesaplanması sonucu Eş. (5) ile verilen şartın sağlanması gerekmektedir. Sağlanmadığı durumda rezistans sayısının artırılması gerekmektedir.

BULGULAR VE TARTIŞMALAR

Tablo 4'ten görülebileceği gibi seramik rezistansların maksimum çalışma sıcaklıkları 750°C'dir. Ayrıca, 325 W ve üzerindeki ısıtıcıların tam güçteki ortalama yüzey sıcaklıkları, Eş. (3) ile hesaplanan ısıtılacak parçanın optimum dalga boyuna karşılık gelen sıcaklık değeri olan 563,1°C'den yüksektir. Bu durumu ve parçanın ısıtılması için etkin sıcaklık aralığı olan 641,4 -19,4 °C'yi göz önüne alarak seçilebilecek seramik infrared rezistans güçlerinin 300, 250, 200 ve 150 W olduğu söylenebilmektedir. Hatta 325 W'lık ısıtıcının neredeyse Denklem 1 ile elde edilen sonuçta yüzey sıcaklığına sahip olduğu görülmektedir. Bu doğrultuda fırının tasarımında kullanılabilecek en verimli seramik rezistans gücü 325 W olarak gözükse de çalışma kapsamında kontinü fırın tasarımı gerçekleştirildiğinden ve belirtilen gücün sürekli sağlanma durumu olmadığından dolayı 200 W ve 250 W'lık rezistansların kullanılması gerektiği tespit edilmiştir.. Bu durumda tek bölge ve N_u=2 için yapılan hesaplamalar sonucu elde edilen parametreler Tablo 5'te verilmiştir.

Bu konfigürasyon için ısıl dengenin negatif olduğu gözlemlenmiş olup infrared rezistans sayısının yetersiz olduğu tespit edilmiştir.

Tablo 5. 1x2 Hesaplama sonuçları.

$\dot{Q}_p$	2459,91 W
$\dot{Q}_i$	1033,29 W
$\dot{Q}_{dt}$	169,45 W
$\dot{Q}_\infty$	496,53 W
Isıl denge	-1753,70 W

İki bölge ve N_u=2 için yapılan hesaplamalar sonucu elde edilen parametreler Tablo 6'da verilmiştir. Tek bölge ve N_u=2 için olan konfigürasyona göre artan rezistans sayısı nedeni ile ışınım ile ısı transferinin ve artan fırın dış yüzey alanı nedeni ile çevreye olan ısıl kayıpların arttığı gözlemlenmiştir. Isıl dengenin negatif değere sahip olması nedeni ile üç bölge ve N_u=2 için hesaplamalara devam edilmiştir.

Tablo 6. 2x2 Hesaplama sonuçları.

$\dot{Q}_p$	2459,91 W
$\dot{Q}_i$	2036,73 W
$\dot{Q}_{dt}$	169,45 W
$\dot{Q}_\infty$	939,32 W
Isıl denge	-1193,05 W

Üç bölge ve Nu=2 için yapılan hesaplamalar sonucu elde edilen parametreler Tablo 7'de verilmiştir. Bu senaryo için de ısıl dengenin negatif olması nedeni ile hesaplamalara devam edilmiştir.

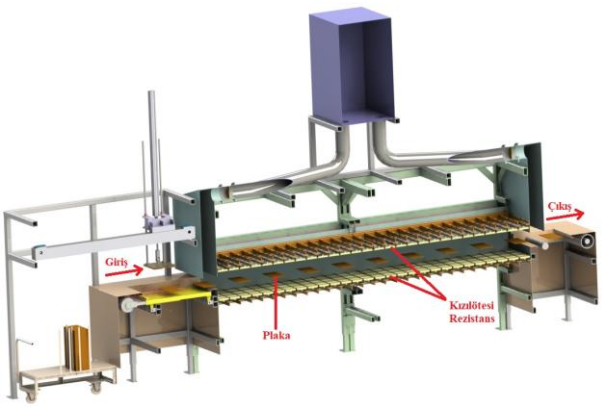
Tablo 7. 3x2 Hesaplama sonuçları.

$\dot{Q}_p$	2459,91 W
$\dot{Q}_i$	3055,10 W
$\dot{Q}_{dt}$	169,45 W
$\dot{Q}_\infty$	1314,47 W
Isıl denge	-549,83 W

Dört bölge ve Nu=2 için yapılan hesaplamalar sonucu elde edilen parametreler Tablo 8'de verilmiştir. Isıl dengenin pozitif çıkması nedeni ile bu senaryo uygun bulunmuştur ve tasarlanan fırın kesit alınmış görseli Şekil 5'te verilmiştir.

Tablo 8. 4x2 Hesaplama sonuçları.

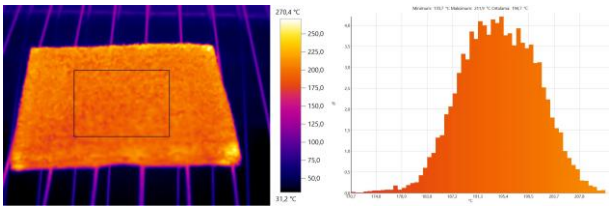
$\dot{Q}_p$	2459,91 W
$\dot{Q}_i$	4073,47 W
$\dot{Q}_{dt}$	169,45 W
$\dot{Q}_\infty$	1689,61 W
Isıl denge	245,50 W



Şekil 5. Tasarlanan fırın kesit alınmış görseli.

Tasarlanan fırın içerisinde girişten çıkışa doğru toplamda 9 sıra olmak üzere 27 adet plakanın ısıl işlemi yapılabilmektedir. Ayrıca ısıl işlem esansında çıkacak

uçucu organik bileşen içeren gazların toplanması için bir filtre sistemi de dahil edilmiştir. Fırında yapılan proses sonucu çıkan playa ait termal kamera görüntüsü ve plaka üzerindeki dikdörtgen alan içerisine ait sıcaklık histogramı Şekil 6'da verilmiştir. Şekilden görüldüğü gibi tasarım hesabına göre dizayn edilen fırın istenen süre içerisinde ±5°C hassasiyet ile playı istenen sıvama sıcaklığına çıkartmıştır.



Şekil 6. Plaka termal kamera görseli.

SONUÇLAR

Çalışma kapsamında cam elyaf katkılı polipropilen plakaların sıvama sıcaklığına çıkarılması için infrared ile ısıtma tekniğine göre çalışan ısıl işlem fırını tasarım hesaplamaları sunulmuştur. Çalışmada verilen metodoloji ile özellikle endüstriyel alanda faaliyet gösteren firmalardaki mühendislere yol gösterici nitelikte olması hedeflenmiştir. Plakaları sıvama sıcaklığı olan 200°C'ye çıkartmak için 200 W ve 250 W gücündeki seramik kızılötesi rezistansların polipropilenin spektrum özelliğine bağlı olarak kullanılabileceği ve 60 s içerisinde ısıl işleminin yapılabileceği gösterilmiştir.

SEMBOLLER

A_t Toplam ısı transfer yüzey alanı [m^2]
A_{tf} Toplam fırın dış yüzey alanı [m^2]
A_{tff} Toplam fırın faydalı alanı [m^2]
A_{tr} Toplam kızılötesi rezistans faydalı alanı [m^2]
C_p Cam elyaf katkılı polipropilen plaka özgül ısısı [J/kg.K]
F_{1-2} Görüş faktörü
Gr Grashof sayısı [$=g\beta L_k^2(T_s+T_\infty)/2]/\nu_f^2$]
h Isı taşınım katsayısı [$W/m^2.K$]
h_∞ Çevre kaybı ısı taşınım katsayısı [$W/m^2.K$]
h_r Kızılötesi rezistans uzunluğu [mm]
h_{tf} Toplam fırın dış yüksekliği [mm]
k_f Havanın ısı iletim katsayısı [W/m.K]
L_3 Plaka ile kızılötesi rezistans arasındaki mesafe [mm]
L_k Karakteristik uzunluk [mm]
L_p Cam elyaf katkılı polipropilen plaka uzunluğu [mm]
L_r Kızılötesi rezistans uzunluğu [mm]
L_{up} Plakalar arası uzunlamasına uzaklık [mm]
L_{tf} Toplam fırın dış uzunluğu [mm]
L_{tff} Toplam fırın faydalı uzunluğu [mm]
m_p Cam elyaf katkılı polipropilen plaka kütlesi [kg]
m_t Toplam kütle [kg]
N_{Lup} Uzunlamasına plaka sayısı [adet]
N_{Lur} Uzunlamasına kızılötesi rezistans sayısı [adet]
N_p Cam elyaf katkılı polipropilen plaka sayısı [adet]
N_r Rezistans sayısı [adet]
N_u Isıtma yön sayısı [adet]
N_{Lup} Genişlemesine plaka sayısı [adet]
N_{wur} Genişlemesine kızılötesi rezistans sayısı [adet]
Nu Nusselt sayısı [=0,27Ra^1/4]
Pr_f Havanın Prandtl sayısı
Ra Rayleigh sayısı [$=GrPr_f$]
t_p Cam elyaf katkılı polipropilen plaka kalınlığı [mm]
t_{pr} Presleme süresi [s]
T_{df} Fırın dış yüzey sıcaklığı [°C]
T_f Film sıcaklığı [°C]
T_r Kızılötesi rezistans yüzey sıcaklığı [°C]
T_s Sıvama sıcaklığı [°C]
t_y Prese yükleme süresi [s]
T_∞ Ortam sıcaklığı [°C]
ν_f Havanın kinematik viskozitesi [m^2/s]
w_p Cam elyaf katkılı polipropilen plaka genişliği [mm]
w_r Kızılötesi rezistans genişliği [mm]
w_{up} Plakalar arası genişlemesine uzaklık [mm]
w_{tf} Toplam fırın dış genişliği [mm]
w_{tff} Toplam fırın faydalı genişliği [mm]
β Sıcaklık katsayısı [1/K]
ε_e Efektif emisivite
ε_p Cam elyaf katkılı polipropilen plaka yüzey emicilik katsayısı
ε_r Kızılötesi rezistans yüzey emicilik katsayısı
λ Dalgaboyu [μm]
σ Stefan-Boltzmann katsayısı [$W/m^2.K$]
ρ_p Cam elyaf katkılı polipropilen özkütlesi [kg/m^3]
η_a Etkin alan verimi
η_p Plaka alan verimi
η_r Kızılötesi rezistans alan verimi
η_λ Işınım dalga boyunda enerji aktarım verimi
$\dot{Q}_{dt}$ Doğal taşınım yolu ile transfer edilen ısıl güç [W]
$\dot{Q}_ı$ Işınım yolu ile transfer edilen ısıl güç [W]
$\dot{Q}_p$ Plakaları ısıtmak için gerekli ısıl güç [W]
$\dot{Q}_\infty$ Çevreye olan ısıl güç kaybı [W]

KAYNAKLAR

Amalorpava D., Mohanraj N., Senthil Vel C. and Gugan Raja P. L., 2013, High Speed Infrared Furnaces, *International Journal of Modern Engineering Research*, 3, 2962-2970.

İnternet, 2025, *Full Trough Element*, https://www.ceramicx.com/tr/products/ceramic-elements/trough-elements/full-trough-element/.

İnternet, 2025, *Calculation of Thermodynamic State Variables of Air*, https://www.peacesoftware.de/einigewerte/luft_e.html.

İnternet, 2025, *Radiant Heating with Infrared*, https://www.watlow.com/-/media/documents/training-and-education/stl-radm-89.ashx.

Joy K., 2014, Determination of Radiative View Factor without Considering the Shadowing Effect, *International Journal of Advanced Engineering Technology*, 5.

Karger-Kocsis J., 1999, *Polypropylene: an A-Z Reference*, Springer Dordrecht.

Labeas G. N., Watiti V. B. and Katsiropoulos V., 2008, Thermomechanical Simulation of Infrared Heating Diaphragm Forming Process for Thermoplastic Parts, *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, 21, 353-370.

Lee E. H., Yang, D. Y. and Yang, W. H., 2014, Numerical Modeling and Experimental Validation of Focused Surface Heating Using Near-Infrared Rays with an Elliptical Reflector, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 78, 240-250.

Luongo J. P., 1960, Infrared Study of Polypropylene, *Journal of Applied Polymer Science*, 3, 302-309.

Mohammadi H., Ahmad Z., Mazlan S. A., Johari M. A. F., Siebert G., Petrů M and Koloor S. S. R., 2022, Lightweight Glass-Fiber Reinforced Polymer Composite for Automotive Bumper Applications: A Review, *Polymers*, 193.

Várdai R., Lummerstorfer T., Pretschuh C., Jerabek M., Gahleitner M., Faludi, G., Mózcó J. and Putánszky B., 2020, Comparative Study of fiber reinforced PP composites: Effect of fiber type, coupling and failure mechanisms, *Compsites Part A*, 133.

PARAMETRIC ANALYSIS USING ANN AND CORRELATION DEVELOPMENT BASED ON CFD RESULTS IN A DOUBLE-PIPE HEAT EXCHANGER WITH HEMISPHERICAL TURBULATORS

Mahir SAHIN[1*], Mustafa KILIC[1]

[1*] Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü, 01250 Sarıçam, ADANA, msahin@atu.edu.tr
[1] Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü, 01250 Sarıçam, ADANA, mkilic@atu.edu.tr

Abstract: This study investigates the thermal performance of a phase change material (PCM) in a double-pipe heat exchanger equipped with hemispherical turbulators, utilizing a CFD model validated by experimental data. A correlation was developed to relate heat transfer effectiveness to Reynolds number, turbulator diameter, and spacing. Results showed that without turbulators, increasing Re from 200 to 1000 improved effectiveness by 15.8%, while adding turbulators enhanced effectiveness by 26.2% at Re = 200. Reducing turbulator diameter from 20 mm to 2.5 mm yielded a 3.5% improvement and decreasing spacing from 25 mm to 5 mm increased effectiveness by 4.1%. An artificial neural network (ANN) model trained on 100 CFD-based observations using the Levenberg–Marquardt algorithm achieved high prediction accuracy (R > 0.999, low MSE) and was used to generate 567 additional data points. These predictions refined the correlation, offering higher precision and broader applicability. The improved model provides a reliable basis for the design of more efficient heat exchangers incorporating PCMs.
Keywords: Thermal performance, ANN, phase change material, heat exchanger, correlation.

YARI KÜRESEL AKIŞ YÖNLENDİRİCİLERE SAHİP ÇİFT BORULU BİR ISI DEĞİŞTİRİCİDE, CFD SONUÇLARINA DAYALI YAPAY SİNİR AĞI KULLANILARAK PARAMETRİK ANALİZ VE KORELASYON GELİŞTİRME

Özet: Bu çalışma, deneysel verilerle doğrulanmış bir CFD modeli kullanılarak yarı küresel akış yönlendiricilere sahip çift borulu bir ısı değiştiricide faz değiştiren malzemenin (PCM) ısıl performansını incelemektedir. Isı transfer etkinliği ile Reynolds sayısı, akış yönlendirici çapı ve aralığı arasındaki ilişkiyi ifade eden bir korelasyon geliştirilmiştir. Sonuçlar, akış yönlendirici olmadan Re'nin 200'den 1000'e artırılmasının etkinliği %15,8 oranında iyileştirdiğini, akış yönlendirici eklenmesinin ise Re = 200'de etkinliği %26,2 artırdığını göstermektedir. Akış yönlendirici çapının 20 mm'den 2,5 mm'ye düşürülmesi %3,5'lik, aralığın 25 mm'den 5 mm'ye azaltılması ise %4,1'lik bir iyileşme sağlamıştır. Levenberg–Marquardt algoritmasıyla eğitilen, 100 CFD tabanlı gözlemden oluşan bir yapay sinir ağı (YSA) modeli yüksek tahmin doğruluğu (R > 0,999, düşük MSE) elde etmiş ve ek olarak 567 veri noktası üretmek için kullanılmıştır. Bu tahminler, korelasyonu daha yüksek hassasiyet ve daha geniş uygulanabilirlik sağlayacak şekilde geliştirmiştir. İyileştirilmiş model, PCM içeren daha verimli ısı değiştiricilerin tasarımı için güvenilir bir temel sunmaktadır.
Anahtar Kelimler: Termal performans, ANN, faz değiştiren malzeme, ısı değiştiricisi, korelasyon.

INTRODUCTION

In modern industrial systems, the escalating thermal loads driven by technological advancement have intensified the demand for highly efficient and compact heat exchanger solutions. This is particularly relevant in low-temperature waste heat recovery applications, where maximizing thermal performance is both an environmental and economic priority. Double-pipe heat exchangers are widely used in such systems due to their simple structure and adaptability to both single-phase and two-phase flows under parallel or counterflow configurations (Alhuyi Nazari et al., 2024; Asgari et al., 2023). Their overall effectiveness is influenced by a combination of factors, including the thermophysical properties of the working fluid, geometric characteristics of the internal flow path, and the dimensional ratios of the exchanger (Dukhan et al., 2020; Mase et al., 2024). In recent years, artificial neural networks (ANNs) have emerged as powerful tools for evaluating and optimizing these complex thermal systems. ANN-based approaches can accurately predict system behavior across a wide range of conditions, allowing for rapid exploration of parametric effects. This capability supports the development of improved heat exchanger designs while reducing dependency on time-consuming numerical simulations or experimental trials, ultimately promoting more efficient use of time and energy in thermal system analysis (Çolak et al., 2023; Guo et al., 2024; Jin et al., 2025).

Bai et al. (Bai et al., 2024) conducted a numerical and ANN-assisted optimization study on a finned-tube heat exchanger enhanced with bow-shaped vortex generators. The hybrid CFD–ANN approach revealed that the vortex generators improved thermal performance by up to 13.12% in the best configuration, while even the least effective configuration yielded a 4.67% gain. The ANN models for Nusselt number and friction factor showed excellent predictive accuracy with R^2 values of 99.88% and 99.37%, respectively. Cieślik et al. (Cieślik et al., 2025) evaluated the use of artificial neural networks (ANNs) to predict air and water outlet temperatures in compact heat exchangers under previously unseen operating conditions. Their models, trained on two temperature ranges, demonstrated reliable extrapolation to an intermediate range with minimal error increase. The ANN achieved a MAPE of 2.64% for air outlet temperature predictions in the unseen range, confirming its potential for real-world thermal systems. The study highlights ANN's effectiveness in extending predictive capabilities beyond trained datasets. Lee et al. (Lee et al., 2025) developed an ANN model to predict the thermal performance of SPHX energy piles using CFD data based on in-situ tests. The model achieved high accuracy with a 1.53% average error. It also enabled evaluation of long-term performance through a linear correlation with operation time. Esfandyari et al. (Esfandyari et al., 2023) applied ANN and ANFIS models, both optimized with PSO, to predict key thermal parameters in a double-pipe heat exchanger. The models were trained on experimental data involving nanoparticle volume, ultrasonic excitation, and flow conditions. ANN-PSO showed slightly better performance than ANFIS-PSO, with correlation coefficients exceeding 94.84% and a maximum MSE of 2.592. Alsayah et al. (Alsayah et al., 2025) developed an ANN model using CFD data to predict the U-value in a concentric tube heat exchanger. The model outperformed traditional correlations with a MAPE of 3.08%, especially in mixed flow regimes. SHAP analysis revealed key influencing factors, confirming ANN's accuracy and flexibility. Sun et al. (Sun et al., 2023) developed an intelligent design system for plate fin-and-tube heat exchangers using modules for formulation, optimization, post-processing, and decision-making. ANN was used to correlate design variables with performance, enabling fast prediction. The system reduced pressure drop by 80% with only a 5% heat transfer loss and significantly saved design time. Anibal and Martins (Anibal & Martins, 2024) applied CFD-based adjoint shape optimization to plate-fin heat exchangers for aerospace applications, aiming to reduce drag and mass. Drag-minimizing designs involved stretching fin geometry, while mass-minimizing designs used wavy structures to enhance mixing. The study demonstrated the effectiveness of gradient-based methods for improving thermal systems in weight- and drag-sensitive environments. Mousavi et al. (Mousavi et al., 2025) optimized helical-finned double-pipe heat exchangers using CFD, ANN, and genetic algorithms to balance heat transfer and frictional losses. The ANN models showed high accuracy, and optimized designs achieved a relative Nusselt number of 2.01 and a PEC of 1.43. Results revealed that fins do not always enhance thermal performance, highlighting the complexity of design optimization. Liu et al. (Liu et al., 2025) proposed enhanced spiral and double spiral fin heat exchangers to improve surface area utilization and flow efficiency. CFD and ANN analyses showed that while SFHE had slightly better heat transfer, DSFHE offered 31.3% higher compactness with minimal performance loss. The ANN model predicted results with a maximum error of 4.6%, confirming its reliability. The study highlights DSFHE's potential for compact and efficient thermal system applications. Ilyunin et al. (Ilyunin et al., 2024) developed ANN-based models to predict the heat transfer coefficient and cleaning time of plate heat exchangers using industrial data. The FFNN model achieved $R^2 = 0.99$ for predicting thermal resistance, while the LSTM-based RNN accurately estimated the time to reach critical performance limits with $R^2 = 0.89$. This approach reduced computational demand compared to traditional mathematical modeling. Zhou et al. (Zhou et al., 2024) developed an ANN model to predict the performance of GCHP systems with horizontal ground heat exchangers for rural poultry farms. Trained on over 700,000 TRNSYS-generated data points, the model

achieved high accuracy with less than 5% error. It successfully generalized to unseen climate conditions and significantly reduced computation time compared to traditional simulation methods. Porras et al. (Portal-Porras et al., 2023) investigated the effect of vane-type vortex generators in a fin-and-tube heat exchanger using CFD and ANN modeling. Results showed thermal performance improved by 79–97%, while overall performance increased by up to 59% depending on Reynolds number. The highest efficiency was achieved at low attack angles, with ANN accurately predicting optimal conditions. Venkatesh et al. (Venkatesh et al., 2023) optimized a double-pipe counter-flow heat exchanger using Taguchi and gray relational analysis supported by ANN and a genetic algorithm. The ANN predicted gray relational grades with high accuracy using a backpropagation model. The genetic algorithm further refined the optimization, yielding significant improvements in performance. Results confirmed that selecting the right parameters led to an efficient heat exchanger design. Taqvi et al. (Taqvi et al., 2024) developed an ANN model to predict fouling in shell and tube heat exchangers within petroleum refineries. The feed-forward back-propagation network achieved high accuracy with R^2 values of 0.9961 during training and 0.966 during testing. This model supports predictive maintenance, helping reduce operational costs from fouling-related inefficiencies. Kim et al. (Kim et al., 2023) developed an ANN model to predict the thermo-hydraulic performance of offset-strip fin heat exchangers. The model used geometric parameters and Reynolds number as inputs, with the Fanning friction factor and Colburn factor as outputs. Results showed that the ANN provided highly accurate predictions over a broader range than empirical correlations, closely matching experimental data. Starzec et al. (Starzec et al., 2024) applied ANN modeling to predict the effectiveness of greywater heat exchangers under varied operating conditions. Using a dataset of 32,175 experimental results, the ANN achieved high accuracy (R^2 up to 0.999), even with reduced input parameter sets. The study demonstrated that ANN can significantly minimize the need for extensive experiments without compromising result quality, offering both environmental and economic benefits.

Unlike previous studies in the literature, this work builds upon a CFD model that was experimentally validated in a prior investigation, which examined the impact of hemispherical structures on the melting behavior and thermal performance of a phase change material in a double-pipe heat exchanger. In the current study, the complete CFD dataset generated from that analysis was utilized to develop a new correlation. Furthermore, artificial neural network (ANN) models were employed to expand and evaluate the dataset. The results of the ANN predictions were compared with those of nonlinear regression, revealing that ANN methods provided more accurate estimations and demonstrated superior capability in capturing the nonlinear behavior across a broader range. This enabled more comprehensive coverage of performance trends within the investigated parameter range, offering a refined and efficient approach to modeling heat exchanger performance involving phase change materials.

METHODOLOGY

A three-dimensional, steady-state conjugate heat transfer model of an innovative double-pipe regenerative heat exchanger was developed using ANSYS CFD software. The design includes a polycarbonate outer pipe with a diameter of 100 mm, allowing cold fluid to flow through it. Inside this, an annular aluminum section with a 60 mm diameter is used to contain the phase change material (PCM). At the core, a 50 mm diameter aluminum pipe transports the hot fluid and incorporates hemispherical turbulators to improve convective heat transfer. Each pipe section is constructed with a uniform wall thickness of 2 mm. Water serves as the working fluid on both the hot and cold sides, entering at temperatures of 50 °C and 20 °C, respectively. The heat exchanger is thermally insulated by assuming the external surfaces to be adiabatic.

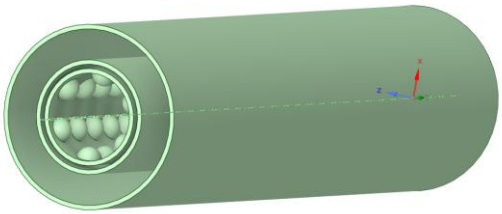


Fig. 1 Numerical model geometry of the heat exchanger

RT-type phase change materials (PCMs), such as RT35, are paraffin-based organic substances known for their chemical stability, non-corrosive nature, and low toxicity, making them suitable for low-temperature thermal storage. In this study, RT35 was selected due to its high latent heat capacity and consistent thermal behavior, which make it effective for applications requiring stable temperature control. It stores thermal energy during melting and releases it during solidification while maintaining a nearly constant temperature. The CFD analysis was performed using ANSYS Fluent, and the mesh structure was refined near the walls and around the hemispherical turbulators to accurately capture the thermal and flow characteristics, ensuring detailed resolution of boundary layer effects.

Mathematical Formulations And Boundary Conditions

The heat exchanger performance under varying operating conditions was predicted by solving the governing equations, which include fluid flow dynamics and both convective and conductive heat transfer. These equations offer a detailed representation of temperature fields and

thermal energy distribution. The mathematical formulation of the problem is expressed in cylindrical coordinates, as shown in equations (1) to (5) (Cengel & Ghajar, 2020).
Continuity equation:

$$\frac{1}{r}\frac{\partial(ru_r)}{\partial r}+\frac{1}{r}\frac{\partial(u_\theta)}{\partial\theta}+\frac{\partial(u_z)}{\partial z}=0 \quad (1)$$

Momentum equation:
In the r-direction:

$$p\left(\frac{\partial(u_r)}{\partial t}+u_r\frac{\partial(u_r)}{\partial r}+\frac{u_\theta}{r}\frac{\partial(u_r)}{\partial\theta}-{u_\theta}^2+u_z\frac{\partial(u_r)}{\partial z}\right)=-\frac{\partial P}{\partial r}+pg_r+\mu\left[\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left(r\frac{\partial u_r}{\partial r}\right)-\frac{u_r}{r^2}+\frac{1}{r^2}\frac{\partial^2u_r}{\partial\theta}-\frac{2}{r^2}\frac{\partial u_\theta}{\partial\theta}+\frac{\partial^2u_r}{\partial z^2}\right] \quad (2)$$

In the θ-direction:

$$p\left(\frac{\partial u_\theta}{\partial t}+u_r\frac{\partial u_\theta}{\partial r}+\frac{u_\theta}{r}\frac{\partial u_\theta}{\partial\theta}+\frac{u_\theta u_r}{r}+u_z\frac{\partial u_\theta}{\partial z}\right)=-\frac{1}{r}\frac{\partial P}{\partial\theta}+pg_\theta+\mu\left[\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left(r\frac{\partial u_\theta}{\partial r}\right)-\frac{u_\theta}{r^2}+\frac{1}{r^2}\frac{\partial^2u_\theta}{\partial\theta^2}+\frac{2}{r^2}\frac{\partial u_r}{\partial\theta}+\frac{\partial^2u_\theta}{\partial z^2}\right] \quad (3)$$

In the z-direction:

$$p\left(\frac{\partial u_z}{\partial t}+u_r\frac{\partial u_z}{\partial r}+\frac{u_\theta}{r}\frac{\partial u_z}{\partial\theta}+u_z\frac{\partial u_z}{\partial z}\right)=-\frac{\partial P}{\partial z}+pg_z+\mu\left[\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left(r\frac{\partial u_z}{\partial r}\right)+\frac{1}{r^2}\frac{\partial^2u_z}{\partial\theta^2}+\frac{\partial^2u_z}{\partial z^2}\right] \quad (4)$$

Energy equation:

$$\frac{\partial T}{\partial t}+u_r\frac{\partial T}{\partial r}+\frac{u_\theta}{r}\frac{\partial T}{\partial\theta}+u_z\frac{\partial T}{\partial z}=\frac{\dot{q}_g}{c_p}+\alpha\left[\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left(r\frac{\partial T}{\partial r}\right)+\frac{1}{r^2}\frac{\partial^2T}{\partial\theta^2}+\frac{\partial^2T}{\partial z^2}\right]+\frac{\varphi}{pc_p} \quad (5)$$

The boundary conditions applied in the numerical model are as follows: At the hot fluid inlet, the axial velocity component *U* is defined as $U_{hot,in}$, while the transverse and spanwise velocity components *V* and *W* are set to zero, and the temperature is fixed at $T_{hot,in}$. For the cold fluid inlet, the transverse velocity *V* is defined as V_{in}, with *U* and *W* equal to zero, and the temperature set to $T_{cold,in}$. At both hot and cold fluid outlets, the gradients of all velocity components and temperature along the axial direction are assumed to be zero, indicating fully developed flow and thermal profiles. No-slip and adiabatic conditions are imposed on the inner, annular, and outer pipe walls, where all velocity components are zero and the radial temperature gradient $\partial T/\partial r$ is also set to zero. In the PCM region, the velocity components are zero, and the initial temperature is assigned as $T_{initial}$.
Heat transfer calculations from (6) to (12) form the basis for determining the heat transfer rate, effectiveness, and other essential parameters needed to evaluate the system's thermal performance (Cengel & Ghajar, 2020).
Actual and maximum heat transfer rates:

$$\dot{Q}_{act}=\dot{m}c_p\left(T_{h,in}-T_{h,out}\right) \quad (6)$$

$$\dot{Q}_{max}=C_{min}\Delta T_{max} \quad (7)$$

$$C_{min}=C_{min}\Delta T_{max} \quad (8)$$

$T_{h,in}$ refers hot fluid inlet temperature and $T_{c,in}$ for the cold fluid. Heat capacity rates are defined as follows:

$$C_c=\dot{m}_c c_{pc} \quad (9)$$

$$C_h=\dot{m}_h c_{ph} \quad (10)$$

$$\Delta T_{max}=T_{h,in}-T_{c,in} \quad (11)$$

Heat transfer effectiveness is a key metric used to evaluate how efficiently a heat exchanger transfers energy between fluids. It quantifies the utilization of the available temperature difference and is commonly used in both experimental and theoretical studies to assess thermal performance and guide system optimization.

$$\varepsilon=\frac{\dot{Q}_{act}}{\dot{Q}_{max}}=\frac{Actual\ heat\ transfer\ rate}{Maximum\ heat\ transfer\ rate} \quad (12)$$

Verification And Validation Of The Numerical Model

The numerical model developed in this study was both verified and validated using data from our previous experimental and computational investigation (Sahin et al., 2025), which examined the thermal behavior of a double-pipe heat exchanger equipped with hemispherical turbulators and RT35 as the phase change material. The reliability of the numerical model was confirmed through both mesh independence analysis and experimental

validation. Six different mesh configurations, ranging from 536,654 to 1,511,235 cells, were evaluated to ensure grid independence. As the number of elements exceeded 1,200,000, the changes in the outlet temperature became negligible, indicating that the solution was independent of further mesh refinement. Among the mesh configurations, the final selected mesh had an average skewness of 0.101 and an orthogonal quality of 0.904, reflecting high-quality meshing. Additionally, convergence analysis showed that temperature changes between iterations became minimal after approximately 450 iterations; thus, 500 iterations were selected to ensure numerical stability. For validation, the simulation results were compared with experimental data for the heat exchanger without turbulator configuration. The comparison revealed an average deviation of 10.0% in heat transfer effectiveness across varying Reynolds numbers, which confirms the accuracy and predictive capability of the numerical model under different flow conditions.

Construction Of The ANN-Based Predictive Model

To estimate the heat transfer effectiveness in a spiral-grooved rotating roller heat exchanger, three artificial neural network (ANN) models based on multilayer perceptrons (MLPs) were developed. The models were trained using Reynolds number (Re), ball diameter (D), and spiral ball distance (d) as input variables, with heat transfer effectiveness (ε) as the output. Prior to training, the dataset underwent normalization and was divided into training, validation, and testing sets. Each network's architecture, including the number of hidden layers, neurons, activation functions, and training algorithms, was optimized to minimize prediction error. The model yielding the highest accuracy was selected for further analysis. The modeling workflow is depicted in Figure 1, demonstrating how ANN can effectively capture the complex relationships between operating conditions and thermal performance.

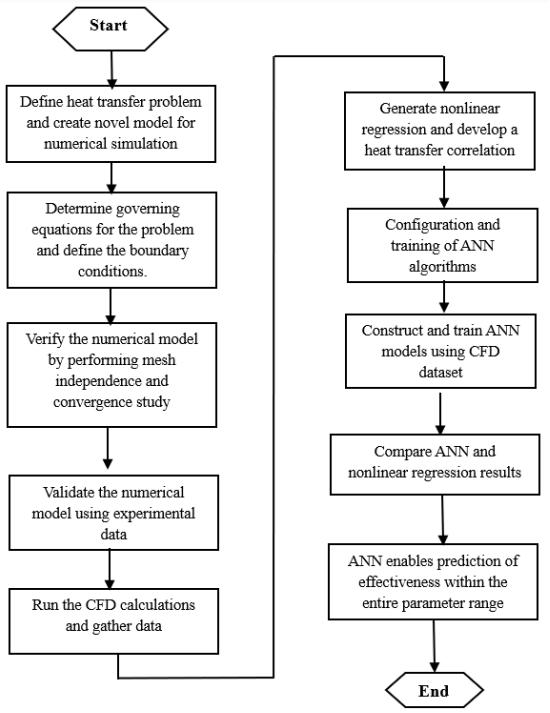


Figure 2. Flow chart for the study

The ANN model was trained using the Levenberg–Marquardt algorithm, chosen for its rapid convergence and high accuracy in modeling complex nonlinear relationships between input variables and output values. This method provided reliable performance in capturing the underlying patterns in the dataset.

$$f(x) = \quad 1/[1 + \exp(-x)] \qquad (14)$$

The Tan-Sigmoid function (9) was employed in the hidden layer to introduce nonlinearity, allowing the network to effectively model the intricate relationships between the input variables and the corresponding output values.

$$purelin(x) = x \qquad (10)$$

The output layer of the ANN model utilized the Purelin (linear) transfer function (10), enabling the prediction of continuous real-valued outputs. This approach is well-suited for regression tasks like estimating heat transfer effectiveness, as it prevents saturation and allows the network to represent a broad spectrum of values accurately.

Equation (11) defines the correlation coefficient (R), which assesses the ANN model's accuracy by quantifying the linear relationship between predicted outputs and actual target values (Çolak et al., 2023).

$$R = \sqrt{1 - \frac{\sum_{i=1}^{N} \left(X_{targ(i)} - X_{ANN(i)}\right)^2}{\sum_{i=1}^{N} \left(X_{targ(i)}\right)^2}} \qquad (11)$$

Mean Squared Error (MSE), a commonly used metric for assessing the accuracy of regression models, is presented below as a measure of the average squared difference between predicted and actual values

$$MSE = \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N} \left(X_{targ(i)} - X_{ANN(i)}\right)^2 \qquad (12)$$

RESULTS AND DISCUSSION

In this study, the influence of hemispherical turbulators on the heat transfer performance of a heat exchanger was investigated through both experimental and numerical methods. The numerical model, validated against experimental results, was employed to evaluate the effects of Reynolds number, turbulator diameter, and turbulator spacing on heat transfer effectiveness. Based on the numerical dataset, a correlation was formulated expressing heat transfer effectiveness as a function of Reynolds number, turbulator diameter, and spacing. Additionally, artificial neural network (ANN) algorithms were applied to expand the predictive capability across the entire parameter ranges. The prediction accuracy of the ANN model was compared with that of the nonlinear regression-based correlation to assess the relative performance of both approaches.

The Effects Of Reynolds Number

The effect of Reynolds number (Re) on heat transfer effectiveness was evaluated without turbulators, showing a 15.8% improvement as Re increased from 200 to 1000, with the most significant gain (7.1%) observed between Re = 200 and 400. Due to the constant heat transfer surface area, further increases in Re led to smaller effectiveness gains. When hemispherical turbulators (L = 10 mm, D = 10 mm) were added, the surface area increased by 13.4% and NTU by 47%, resulting in a 26.2% enhancement in effectiveness at Re = 200. However, this difference decreased to 15.6% at Re = 1000, indicating that turbulators have a stronger effect at lower Re. Additionally, higher Re values improved fluid-PCM interaction and convective heat transfer, enabling faster phase change and promoting a more uniform temperature distribution.

The Effect Of Ball Diameter (D)

The effect of turbulator diameter on heat transfer effectiveness was analyzed by holding the Reynolds number (Re = 200) and turbulator spacing (L = 10 mm) constant. Reducing the diameter from 20 mm to 2.5 mm resulted in a total increase of 3.5% in effectiveness, with the most notable improvement occurring between 20 mm and 10 mm. Smaller turbulators caused stronger flow disturbances, enhancing mixing and accelerating the phase change process while maintaining laminar conditions. These observations align with prior research, showing that smaller diameters improve convective heat transfer by increasing the surface area-to-volume ratio and disrupting the thermal boundary layer more efficiently.

The Effect Of Turbulator Spacing (L)

The effect of turbulator spacing on heat transfer effectiveness was investigated at a constant Reynolds number of 200 and a constant turbulator diameter of 10 mm. Reducing the spacing from 25 mm to 5 mm improved effectiveness by a total of 4.1%, though the rate of improvement diminished with closer spacing. The highest gains occurred between 25 mm and 15 mm, while further reductions resulted in relatively smaller improvements. Closer spacing enhanced turbulence and fluid mixing, resulting in better heat transfer and a more uniform temperature distribution. Velocity vector analysis confirmed that reduced spacing led to greater flow disturbances and increased convective interaction, contributing to improved thermal performance.

The regression plot illustrates the accuracy of the developed correlation in predicting heat transfer effectiveness based on Reynolds number, turbulator diameter, and spacing, using CFD-derived data. A strong agreement is observed between the correlation outputs and numerical results, with the majority of data points closely aligned along the reference line. Notably, the maximum deviation remains below 10%, indicating that the proposed correlation reliably captures the combined effects of geometric and flow parameters on heat transfer performance across the specified ranges.

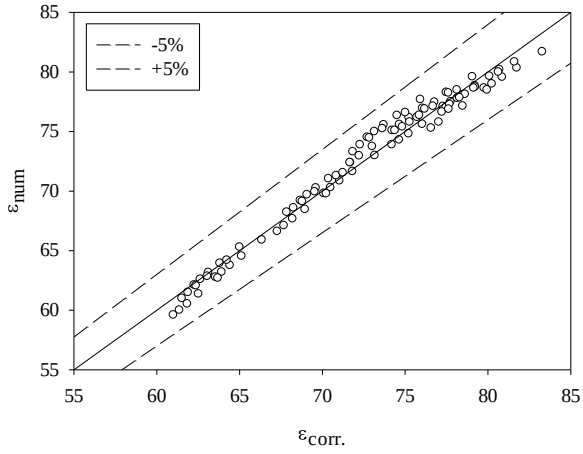


Figure 3. Regression graph of the results

$$\varepsilon = 34.36(Re^{0.141})(D^{-0.029})(L^{-0.0268}) \quad (13)$$

Development Of ANN Model

An ANN model was developed using 100 CFD-based observations with three input parameters and one output, trained via the Levenberg–Marquardt algorithm. The network, consisting of a hidden layer with 10 neurons, achieved high prediction accuracy with R values of 0.9999 (training), 0.9998 (validation), and 0.9999 (test), and corresponding MSE values of 0.0040, 0.0144, and 0.0047. The training process converged after 67 epochs with a final performance of 0.00332, a gradient of 0.123, and 6 validation checks, indicating an optimal balance between training accuracy and generalization. These results confirm the model's reliability in capturing the nonlinear relationship between design parameters and heat transfer effectiveness.

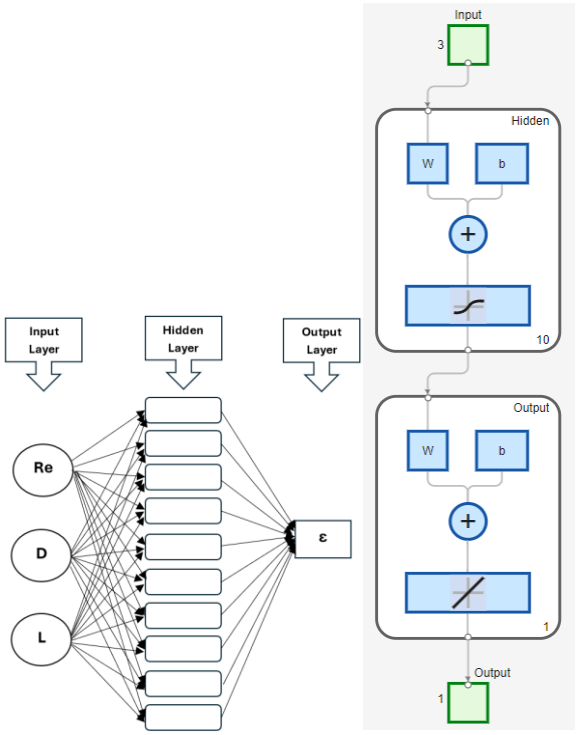


Figure 4. ANN construction

The performance plot confirms that the model maintained consistent mean squared error values across training, validation, and test datasets. The close alignment of the curves indicates that the network successfully avoided overfitting and achieved good generalization. The green validation curve remains stable toward the end, and the selection of the best model is visually marked, demonstrating effective stopping criteria. This overall behavior reflects a well-trained ANN with reliable predictive capability.

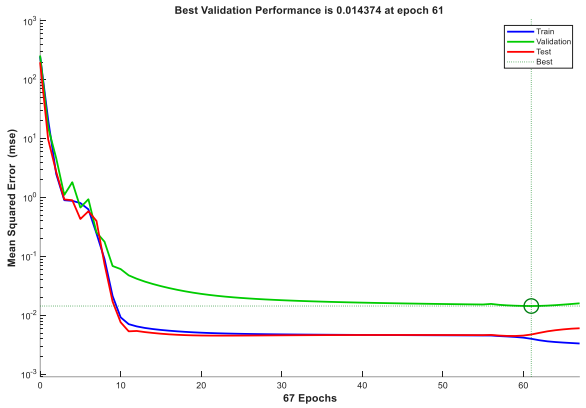


Figure 5. Performance plot of the model across training, validation, and test datasets

The error histogram shows that the majority of prediction errors for training, validation, and test datasets are concentrated around zero, indicating that the ANN model has high prediction accuracy. The distribution is symmetric and narrow, suggesting minimal deviation between predicted and actual values. Most errors fall within the range of approximately -0.02 to 0.02, reflecting good generalization and consistent performance across all datasets. The overlapping of colored bars near the zero-error line confirms that the model performs similarly across training, validation, and test phases.

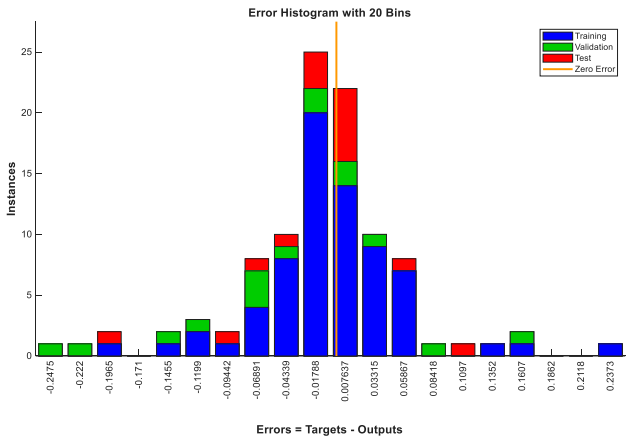


Figure 6. The error histogram of the ANN study

The regression plots display the relationship between the predicted and target values for training, validation, test, and overall datasets. All four subplots exhibit regression lines with slopes very close to 1 and minimal offsets, indicating near-perfect predictions. The correlation coefficients (R) are exceptionally high: 0.99995 for training and test sets, 0.99976 for the validation set, and 0.99992 overall. These values confirm that the ANN model accurately captures the underlying relationship between input variables and heat transfer effectiveness. The close alignment of data points along the diagonal Y = T line further demonstrates the

model's strong generalization capability and minimal prediction error across all data subsets.

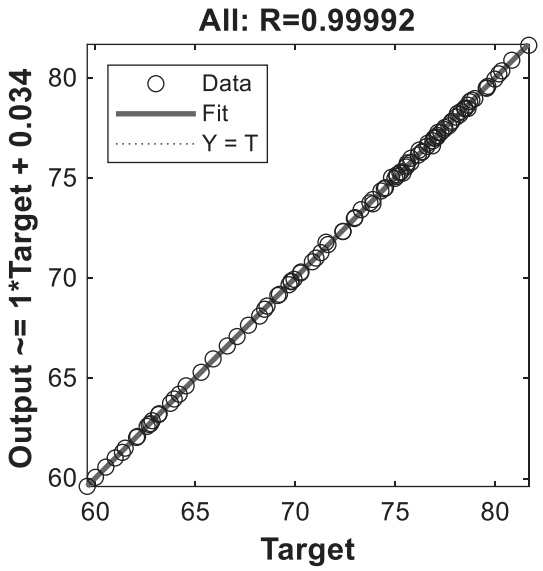


Figure 7. R values for the training, validation and test performance

The trained ANN model was employed to generate 567 additional data points within the defined parameter ranges of Reynolds number (Re = 200–1000), ball diameter (D = 5–20 mm), and ball spacing (L = 5–25 mm). These newly predicted observations enabled refinement of the previously developed correlation, enhancing its precision and reliability across a broader and more continuous dataset. This approach allowed for a more accurate representation of the relationship between design and flow parameters and heat transfer effectiveness.

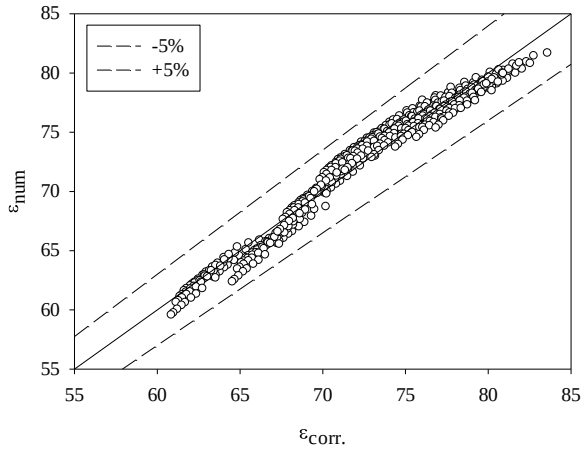


Figure 8. Refined heat transfer correlation using ANN-augmented dataset

$$\varepsilon = 33.61\left(Re^{0.145}\right)\left(D^{-0.0296}\right)\left(L^{-0.02671}\right) \quad (14)$$

CONCLUSION

In this study, the thermal performance of a phase change material in a double-pipe heat exchanger equipped with hemispherical turbulators was investigated using a CFD model supported by experimental validation. The complete CFD dataset was used to formulate a correlation that relates heat transfer effectiveness to Reynolds number, turbulator diameter, and spacing. Additionally, an artificial neural network (ANN) model was developed to generalize and expand the dataset across the defined parameter range.

1. Without turbulators, increasing Re from 200 to 1000 improved effectiveness by 15.8%, with the largest gain between Re = 200 and 400. With turbulators (L = 10 mm, D = 10 mm), effectiveness rose by 26.2% at Re = 200 but dropped to 15.6% at Re = 1000, highlighting their greater impact at lower Re.
2. At Re = 200 and L = 10 mm, reducing turbulator diameter from 20 mm to 2.5 mm increased heat transfer effectiveness by 3.5%, with the most significant gain observed between 20 mm and 10 mm. Smaller diameters enhanced fluid mixing and phase change by inducing stronger flow disturbances within the laminar regime.
3. At Re = 200 and D = 10 mm, decreasing turbulator spacing from 25 mm to 5 mm enhanced heat transfer effectiveness by 4.1%, with the largest gains between 25 mm and 15 mm. Closer spacing increased flow disturbances and fluid mixing, leading to improved convective heat transfer and more uniform temperature distribution.
4. An ANN model trained with 100 CFD-based data points using the Levenberg–Marquardt algorithm demonstrated strong predictive performance. With a 10-neuron hidden layer, the model achieved R values of 0.9999 (training), 0.9998 (validation), and 0.9999 (test), along with low MSE values, confirming its effectiveness in modeling the nonlinear relationship between input parameters and heat transfer effectiveness.
5. The trained ANN model was utilized to generate 567 additional data points across the defined ranges of Re = 200–1000, D = 5–20 mm, and L = 5–25 mm. These predictions expanded the dataset, allowing the existing correlation to be refined for improved accuracy and broader applicability in representing the relationship between design parameters and heat transfer effectiveness.
6. A correlation derived from CFD results was enhanced using additional data generated by a trained ANN model, allowing for greater precision across a broader range of design parameters. By capturing the nonlinear effects of Reynolds number, turbulator diameter, and

spacing, the refined correlation offers improved accuracy in predicting heat transfer effectiveness. This enhanced model serves as a useful tool for guiding the design of more efficient heat exchangers that incorporate phase change materials.

ABBREVIATIONS

ANFIS	Adaptive neuro-fuzzy inference system
ANN	Artificial neural network
CFD	Computational fluid dynamics
DSFHE	Double spiral-finned heat exchanger
FFNN	Feedforward neural network
GCHP	Ground coupled heat pump
LSTM	Long short-term memory
MAPE	Mean absolute percentage error
MSE	Mean squared error
NTU	Number of transfer units
PCM	Phase change material

REFERENCES

Alhuyi Nazari M, Mukhtar A, Mehrabi A, et al (2024) Effect of using hybrid nanofluid and vortex generator on thermal performance of plate–fin heat exchanger: numerical investigation. J Therm Anal Calorim 149:4227–4237. https://doi.org/10.1007/s10973-024-12928-9

Alsayah AM, Alshukri MJ, Ali S, et al (2025) Prediction of overall heat transfer coefficient in concentric tube heat exchangers using artificial neural networks: A comparative study with empirical correlations. International Communications in Heat and Mass Transfer 163:. https://doi.org/10.1016/j.icheatmasstransfer.2025.108723

Anibal JL, Martins JRRA (2024) Adjoint-based shape optimization of a plate-fin heat exchanger using CFD. Appl Therm Eng 252:. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2024.123570

Asgari M, Javidan M, Hassankolaei MG, et al (2023) Thermal energy storage of phase change materials in the solidification process inside the quasi-square heat exchanger: CFD simulation. Heat Transfer 52:3227–3252. https://doi.org/10.1002/htj.22824

Bai Z, Abed AM, Singh PK, et al (2024) Bow-shaped vortex generators in finned-tube heat exchangers; ANN/GA-based hydrothermal/structural optimization. Case Studies in Thermal Engineering 55:. https://doi.org/10.1016/j.csite.2024.104135

Cengel YA, Ghajar AJ (2020) Heat and mass transfer : fundamentals and applications, 6th ed

Cieślik TE, Marcinkowski M, Sacharczuk J, et al (2025) Generalization challenges in optimizing heat transfer predictions in plate fin and tube heat exchangers using artificial neural networks. Energy 325:. https://doi.org/10.1016/j.energy.2025.136092

Çolak AB, Akgul D, Mercan H, et al (2023) Estimation of heat transfer parameters of shell and helically coiled tube heat exchangers by machine learning. Case Studies in Thermal Engineering 42:. https://doi.org/10.1016/j.csite.2023.102713

Córcoles JI, Moya-Rico JD, Molina AE, Almendros-Ibáñez JA (2020) Numerical and experimental study of the heat transfer process in a double pipe heat exchanger with inner corrugated tubes. International Journal of Thermal Sciences 158:. https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2020.106526

Dukhan WA, Dhaidan NS, Al-Hattab TA (2020) Experimental Investigation of the Horizontal Double Pipe Heat Exchanger Utilized Phase Change Material. In: IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. Institute of Physics Publishing

Esfandyari M, Amiri Delouei A, Jalai A (2023) Optimization of ultrasonic-excited double-pipe heat exchanger with machine learning and PSO. International Communications in Heat and Mass Transfer 147:. https://doi.org/10.1016/j.icheatmasstransfer.2023.106985

Guo F, Fu J, Hu Z, Sunden B (2024) Design and optimization of staggered fin structure of heat exchanger based on Machine learning. Int J Heat Fluid Flow 108:. https://doi.org/10.1016/j.ijheatfluidflow.2024.109475

Ilyunin O, Bezsonov O, Rudenko S, et al (2024) The neural network approach for estimation of heat transfer coefficient in heat exchangers considering the fouling formation dynamic. Thermal Science and Engineering Progress 51:. https://doi.org/10.1016/j.tsep.2024.102615

Jin Q, Chen X, Yang C, et al (2025) Optimization of heat exchanger with biomimetic shark skin riblet structure using artificial neural network. Int J Heat Fluid Flow 112:. https://doi.org/10.1016/j.ijheatfluidflow.2024.109720

Kamboj K, Singh G, Sharma R, et al (2017) Heat transfer augmentation in double pipe heat exchanger using mechanical turbulators. Heat and Mass Transfer/Waerme- und Stoffuebertragung 53:553–567. https://doi.org/10.1007/s00231-016-1838-x

Kilic M (2018) A heat transfer analysis from a porous plate with transpiration cooling. Thermal Science 2018:3025–3034. https://doi.org/10.2298/TSCI180326135K

Kilic M, Sahin M, Abdulvahitoglu A (2024) A new approach for enhancing the effectiveness of a regenerative heat exchanger by using organic and inorganic phase

change material. J Therm Anal Calorim. https://doi.org/10.1007/s10973-024-13599-2

Kilic M, Ullah A (1980) Numerical investigation of effect of different parameter on heat transfer for a crossflow heat exchanger by using nanofluids. J Ther Eng 7:1980–1989. https://doi.org/10.14744/jten.2021.xxxx

Lee S, Kim D, Park H, et al (2025) Data-driven prediction of long-term thermal performance for steel pipe heat exchanger (SPHX) energy piles. Geothermics 129:. https://doi.org/10.1016/j.geothermics.2025.103292

Liu J, Uglanov Dmitry A, Kedam N, et al (2025) Enhanced compactness and thermal performance of a novel double spiral finned heat exchanger: A CFD and ANN approach. Appl Therm Eng 275:. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2025.126910

Mase Y, Sucipto ZF, Mobedi M (2024) A numerical study on control mechanism of heat transfer in a double pipe PCM heat exchanger by changing eccentricity. Energy 291:. https://doi.org/10.1016/j.energy.2024.130266

Mousavi SM, Sheikhi Azizi A, Razbin M, et al (2025) Optimized design of Helical-Finned Double Pipe heat exchangers via numerical simulation and Artificial Intelligence. Appl Therm Eng 258:. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2024.124605

Nguyen TK, Sheikholeslami M, Jafaryar M, et al (2020) Design of heat exchanger with combined turbulator. J Therm Anal Calorim 139:649–659. https://doi.org/10.1007/s10973-019-08401-7

Portal-Porras K, Fernandez-Gamiz U, Zulueta E, et al (2023) Parametric study of vortex generators on a fin-and-tube heat exchanger. Energy Sources, Part A: Recovery, Utilization and Environmental Effects 45:10051–10072. https://doi.org/10.1080/15567036.2023.2242809

Ravanbakhsh M, Deymi-Dashtebayaz M, Rezapour M (2022) Numerical investigation on the performance of the double tube heat exchangers with different tube geometries and Turbulators. J Therm Anal Calorim 147:11313–11330. https://doi.org/10.1007/s10973-022-11295-7

Sahin M, Kilic M, Karadag MA (2025) Investigation of heat transfer enhancement using hemispherical turbulators in a double-pipe regenerative heat exchanger with phase change material. J Therm Anal Calorim. https://doi.org/10.1007/s10973-025-14387-2

Starzec M, Kordana-Obuch S, Piotrowska B (2024) Evaluation of the Suitability of Using Artificial Neural Networks in Assessing the Effectiveness of Greywater Heat Exchangers. Sustainability (Switzerland) 16:. https://doi.org/10.3390/su16072790

Sun N, Zhang S, Jin P, et al (2023) An intelligent plate fin-and-tube heat exchanger design system through integration of CFD, NSGA-II, ANN and TOPSIS. Expert Syst Appl 233:. https://doi.org/10.1016/j.eswa.2023.120926

Taqvi SAA, Kumar K, Malik S, et al (2024) Prediction of heat exchanger fouling for predictive maintenance using artificial neural networks. Chemical Papers. https://doi.org/10.1007/s11696-024-03668-z

Venkatesh B, Khan M, Alabduallah B, et al (2023) Design Optimization of Counter-Flow Double-Pipe Heat Exchanger Using Hybrid Optimization Algorithm. Processes 11:. https://doi.org/10.3390/pr11061674

Zhou Y, Narsilio G, Makasis N, et al (2024) Artificial neural networks for predicting the performance of heat pumps with horizontal ground heat exchangers. Front Energy Res 12:. https://doi.org/10.3389/fenrg.2024.1423695

DAİRESEL VE ELİPS ŞEKİLLİ BORU DEMETİNİN ISI VE AKIŞ KARAKTERİSTİKLERİNİN SAYISAL OLARAK İNCELENMESİ

Abdulselam AVCI*, Muhammet Nasıf KURU, Mehmet Tahir ERDİNÇ***
*Tarsus Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makina Mühendisliği Bölümü, 33400, Tarsus, Mersin, abdulselamavci21@gmail.com
** Tarsus Üniversitesi Mersin Tarsus Organize Sanayi Bölgesi Teknik Bilimler Meslek Yüksekokulu, 33400, Tarsus, Mersin, mnasifkuru@tarsus.edu.tr
* Tarsus Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makina Mühendisliği Bölümü, 33400, Tarsus, Mersin, mtahirerdinc@tarsus.edu.tr

Özet: Bu çalışmada, düzgün sıralı dizilişe sahip dairesel ve elips şekilli boru demeti için farklı S_L ve S_T değerine sahip 5 durum belirlenmiş ve ısı ve akış karakteristikleri sayısal olarak incelenmiştir. Boyuna boru sayısı (N_L), enine boru sayısı (N_T) olmak üzere 4 borudan oluşmaktadır. Akış, sıkıştırılamaz, iki boyutlu, kararlı ve türbülanslı kabul edilmiştir. Sayısal çalışmalar için dairesel ve elips şekilli boruların ısı transferi yüzey alanı eşit kabul edilmiş ve eşdeğer çap (D_e) 12,7 mm olarak alınmıştır. Ortalama hava giriş hız değerleri 1 m/s, 3 m/s ve 6 m/s için ortalama Nusselt sayısı, sürtünme faktörleri ve ısıl verim değerleri elde edilerek farklı S_L ve S_T değerleri için birbirleriyle karşılaştırılmıştır. Karşılaştırmalar sonucunda en yüksek basınç düşümü ve en yüksek Nusselt sayısı eliptik boru demetinde görülmüştür ve değerleri sırasıyla 281,62 Pa ve 71,18'dir. Dairesel boru demetinde boyutsuz adım oranı 1,6' dan 2' ye arttırıldığında $V_g = 6\ m/s$ için basınç düşümü %51,53 oranda azalmakta ve Nusselt sayısı %15 oranda azalmakta, elips şekilli boru demetinde a/b yarıçap oranı sabit ve sayısal değeri 1,5 ve boyutsuz adım oranı 1,6' dan 2' ye arttırıldığında basınç düşümü %38 oranda azalmakta ve Nusselt sayısı %10 oranda azalmaktadır.
Anahtar Kelimeler: Boru demeti, Isı transferi, Isıl verim, Nusselt sayısı, Sürtünme faktörü

NUMERICAL INVESTIGATION OF HEAT AND FLOW CHARACTERISTIC OF CIRCULAR AND ELLIPTIC TUBE BANK

Abstract: In this study, 5 cases with different S_L and S_T values were determined for circular and elliptical tube banks with in – line arrangement and their heat and flow characteristics were investigated numerically. It consists of 4 tubes as longitudinal tube number (N_L) and transverse tube number (N_T). The flow was assumed to be incompressible, two-dimensional, steady and turbulent. For numerical studies, the heat transfer surface area of circular and elliptical tubes was assumed to be equal and the equivalent diameter (D_e) was taken as 12.7 mm. Average Nusselt number, friction factors and thermal efficiency values were obtained for average air inlet velocity values of 1 m/s, 3 m/s and 6 m/s and compared with each other for different S_L and S_T values. As a result of the comparisons, the highest pressure drop and the highest Nusselt number were observed in the elliptical tube bank and their values were 281.62 Pa and 71.18, respectively. In the circular pipe bundle, when the dimensionless step ratio is increased from 1.6 to 2, the pressure drop decreases by 51.53% for V_g= 6 m/s and the Nusselt number decreases by 15%. In the ellipse-shaped pipe bank, when the radius ratio a/b is constant and its numerical value is 1.5 and the dimensionless step ratio is increased from 1.6 to 2, the pressure drop decreases by 38% and the Nusselt number decreases by 10%.
Keywords: Tube bank, Heat transfer, Thermal efficiency, Nusselt number, Friction factor

GİRİŞ

Günümüzde, teknolojinin gelişmesi ve dünyada nüfusun artışı sonucunda enerjinin doğru ve verimli bir şekilde kullanmak artık bir zorunluluk haline gelmiştir. Bu açıdan enerjiyi doğru kullanmada, düşük maliyette, verimliliği arttırmada ve israfı önlemede gerek ülkemiz gerek diğer dünya ülkeleri bunu bir hedef haline getirmiştir. Bu hedefler özellikle çevreyi koruma açısından mühendislere oldukça çok iş düşmektedir. Böylelikle sadece enerjiyi kullanmak yeterli olmayıp en güvenli ve en verimli bir şekilde kullanmak gelecek nesiller için oldukça önem arz etmektedir.

Boru demeti ısı değiştiricileri ısıtma ve soğutma sistemlerinde yaygın olarak kullanılmaktadır. Boru demeti ısı değiştiricileri sıcak su sistemlerinde, buhar jenaratörler, kondenserler, soğutma kuleleri, güç santralleri vb. endüstrinin birçok alanında karşımıza çıkmaktadır. Tasarımın yapılması için hacminin küçük olması ve maliyetin düşük olması oldukça önemlidir. Boru demetinde, dairesel, eliptik, kama, kanat şekilli vb. birçok farklı geometrik profile sahip boru kullanılmaktadır. Dairesel borular ısı transferinde önemli iyileşme sağlarken, basınç kaybının arttmasına neden olmaktadır. Bu sebeple dairesel boru demetinin yanısıra dairesel olmayan geometrik şekiller üzerine çalışmalar araştırmacılar tarafından incelenmektedir. Kuru vd. (2023) düzgün sıralı dairesel boru demetinin dört farklı boru çap değerleriyle dört borunun eşit çap değerinin kullanılmasıyla ısı transferi, basınç düşümü etkilerini optimasyon çalışması yaparak incelemiştir. Dört boru çapının eşit kabul edildiği duruma göre (D= 10 mm) farklı çap değerlerinin (D_1= 5 mm, D_2= 15 mm, D_3= 6 mm, D_4= 14 mm) olduğu duruma kıyasla ısı transferinde %14,5 oranda artış, basınç düşümünde %377 oranda artış gözlenmiştir. Akdağ vd. (2019) sabit duvar sıcaklığındaki elips şeklindeki boru demetinin üzerinden geçen CuO – su nanoakışkanının laminar ortamda ısı transferi ve sürtünme etkileri sayısal olarak incelenmiştir. Sayısal çalışmalar ANSYS Fluent kullanılarak SIMPLE algoritması ile çözülmüştür. Yakınsama kriteri enerji eşitliği için 10^{-9}, diğer eşitlikler için ise 10^{-6} olarak alınmıştır. Sayısal çalışmalarda en/boy oranı ve Reynolds sayıları değiştirilerek çalışmalar yapılmıştır. Nanoakışkanın kullanılmasıyla ısı transferinde artış sürtünme faktöründe de bir miktar artış olduğu gözlemlenmiştir. En yüksek ısı transferinin olduğu en/boy oranının 1 ve Reynolds sayısının 1000 olduğu durumda gerçekleşmiş ve %15 olduğu tespit edilmiştir. En iyi termo – hidrolik performans en/boy oranının 0,5 ve Reynolds sayısının 1000 olduğu durumda gerçekleşmiş ve %12 olduğu tespit edilmiştir. Akçay vd. (2018) sabit duvar sıcaklığındaki kaydırılmış dairesel boru demetinin üzeriden geçen Al_2O_3 – su nanoakışkanın laminar pulsatif akışın ısı transferi ve sürtünme faktörüne etkisi sayısal olarak incelenmiştir. Sayısal çalışmalar ANSYS Fluent kullanılarak SIMPLE algoritması ile çözülmüştür. Yakınsama kriteri enerji eşitliği için 10^{-9}, diğer eşitlikler için ise 10^{-6} olarak alınmıştır. Sayısal sonuçlara göre ısı transferi pulsatif akış değişkenlerinden oldukça etkilendiği, yüksek genlik ve düşük frekanslarda ısı transferi artmakta, yüksek genlik ve yüksek frekansta sürtünme faktörünün arttığı görülmüştür. Karaçavuş vd. (2017) düzgün ve kaydırılmış sıralı boru demetinde Nusselt sayısı ve basınç düşümü, farklı hıza göre değişimini sayısal olarak incelemiştir. Sayısal çalışmalar ANSYS Fluent aracılığıyla yapılmış olup RNG $k-\varepsilon$ türbülans modeli kullanılmıştır. Düzgün sıralı dizilişte Nusselt sayısı 8 ile 38 arasında, kaydırılmış sıralı dizilişte Nusselt sayısı 10 ile 41 arasında değişiklik göstermektedir. Elde edilen sonuçlara dayanarak Fluent' ten eldel edilen Nusselt değerleri ve Zukauskas' ın Nusselt değerlerine göre düzgün sıralı dizilişte Nusselt sayısı %2 ile %13 arasında, kaydırılmış sıralı dizilişte %1 ile %17 arasında değişiklik göstermektedir. Erdinç vd. (2016) ülkemizin 2. bölgesinden bir il seçerek çapraz akışlı bir ısı değiştiricisinin yatırım, işletme ve giderler için araştırmalar yaparak ekonomik bir çalışma yapmıştır. Bu çalışma yapılırken pompa, vantilatör, ısı değiştiricisi fiyatları ve bunların harcadığı enerji hesaba katılmıştır. İşletme giderleri 2016 yılının değerlerine göre belirlenmiştir. Mangrulkar vd. (2019) düzgün sıralı eliptik boru demetinin ısı transferi, sürtünme özellikleri ve termal performansını deneysel ve sayısal olarak incelemiştir. Eliptik boru demetinin en – boy oranı 0,35, 0,5 ve en – boy oranı 1 olan dairesel tüpler için seçilen Reynolds sayısı aralığı 5000 – 21000 arasındadır. Boyutsuz adım oranı 1,25 ve 1,5' tir. Isı transferinin daha iyi olduğu durum en – boy oranının 0,5 ve boyutsuz adım oranının 1.25 olduğu durumdur. Termal – hidrolik verimin daha iyi olduğu durum boyutsuz adım oranının 1.5, en – boy oranının 0.35 olduğu durumdur. İbrahim vd. (2009) üç farklı durumda eliptik bir borunun ön kısmına, arka kısmına ve her iki kısma yerleştirilen kanatçıklarla ısı transferi ve entropi üretimi deneysel olarak incelemiştir. Belirlenen Reynolds sayısı aralığı 4,75 x 10^3 – 3,96 x 10^4 tür. Çalışmanın amacı ısı transferi ve sürtünme özelliklerinden dolayı oluşan toplam entropi üretimini en aza indirmektir. Elde edilen sonuçlara göre aynı Reynolds sayısında elipsin ön ve arkasına yerleştirilen kanatçıklardan elde edilen Nusselt sayısı ve sürtünme faktörü, ön kısma yerleştirilen kanatçıklardan elde edilen Nusselt sayısı ve sürtünme faktöründen daha büyük olduğu görülmüştür. İbrahim vd. (2009) kaydırılmış sıralı eliptik boru demetinin çapraz akışta termoakışkan özelliklerini deneysel ve sayısal olarak incelemiştir. Belirlenen Reynolds sayısı aralığı 5600 – 40000, eksen oranları 0,25, 0,33, 0,5, 1 ve hücum açısının saat yönünde döndürülmesiyle elde edilen açı aralığı 0 – 150º' dir. Eliptik boru demetinin en iyi termal performansı Reynolds sayısının, eksen oranının ve hücum açısının düşük olduğu değerlerde gözlemlenmiştir. Rahmani vd. (2005) iki boyutlu, kararlı, sıkıştırılamaz ve laminar bir ortamda eşkenar üçgen, döndürülmüş kare ve eşit aralıklı dizilişine sahip kaydırılmış boru demetinin ısı transferi, akış ve sürtünme özelliklerini sayısal olarak incelemiştir. Reynolds sayıları sırasıyla 100, 300 ve 500 ve eksen oranları 1,33, 1,6 ve 2 olarak belirlenmiştir. Eşkenar üçgen dizilişe sahip boru demetinin Nusselt sayısı deneysel bağıntılarla uyumlu olduğu elde edilmiştir. Buyruk (1997) kaydırılmış boru demeti ve tek sıralı boru demetinin ısı transferi ve akış yapılarını deneysel olarak iki çalışmada

incelemiştir. Çalışmanın birinci aşamasında boyutsuz adım oranları S_T^* ve S_L^* değerleri sırasıyla 1,5x1,5 ve 1,5x1,25 şeklindedir ve Reynolds sayısı $4{,}8x10^4$ olarak belirlenmiş ve Nusselt sayısının değerlerini incelemiştir. Çalışmanın ikinci kısmında bir kanala yerleştirilen bir boru ve tek sıralı boruların blokaj oranının 0,131 - 0,843 arasında değiştirilmesiyle Reynolds sayısının 7960 – 47770 arasında incelemiştir. Blokaj oranı 0,668 – 0,843 arasında değişiklik gösterdiğinde blokaj oranının 0,5' ten düşük olduğu durumda Nusselt sayısı ve basınç düşümü oldukça farklıdır. Jeong vd. (2011) kaydırılmış sıralı boru demetinin ısı transfer katsayısındaki değişimleri incelemek için deneysel ve sayısal olarak çalışmıştır. Boru çapı 1,5 mm ve Reynolds sayısı 3000 – 7000 arasında belirtilmiştir. Karşılaştırma sonucunda logaritmik sıcaklık farkı (LMTD) metoduna göre Nusselt sayısının %22,6 oranda daha düşük olduğu belirlenmiştir. Saraireh vd. (2017) kaydırılmış sıralı eliptik boru demetinin ısı transferi özelliklerini CFD Fluent aracılığıyla Nusselt sayısının tahmini için sayısal olarak modelleme ve çalışmalar yapmıştır. Belirlenen Reynolds sayısı 400 – 600 aralığındadır. Teorik sonuçları karşılaştırmak için daha önce yapılmış bir deneyle karşılaştırılmış ve sunulmuştur. CFD' den elde edilen sonuçlar analitik çözümle karşılaştırılmış ve birbiriyle uyumlu olduğu görülmüştür. Tahseen vd. (2013) sıkıştırılamaz, kararlı şartlarda ve çapraz akışta sonlu hacimler metodu kullanılarak laminar ortamda sıcaklık, hız ve Nusselt sayısı'nın belirlenmesi için kaydırılmış boru demetinin ısı transferini sayısal olarak incelemiştir. Boyutsuz adım oranının (S_T^*) 1,25, 1,5 ve 2 değerleri için hesaba katılmıştır ve belirlenen Reynolds sayısı aralığı 25 – 250 arasında ve Prandtl sayısı 0,71 olarak alınmıştır. Elde edilen sonuçlara dayanarak ilk borudaki akış ve ısı transferinin tek boruyla benzerlik gösterdiği, ısı akısının 50, 100 ve 130 (W/m^2) arasında değişiklik gösterdiği ve Reynolds sayısının artmasıyla akış ve ısı transferinin oldukça etkilendiği sonucuna varmışlardır. Horvat vd. (2006) kaydırılmış sıralı dairesel, eliptik ve kanat şekline sahip olan boru demetinin ısı transferini incelemek için sayısal analiz yapmıştır. Eksen oranları 1,125 ile 2 arasında değişmiştir. Farklı boru tipleri ve eksen oranlarına bağlı olarak üç boyutta 100 farklı analiz gerçekleştirilmiştir. Belirlenen Reynolds sayısı aralığı 1000 – 5000 arasında, hidrolik çap 0,005 – 0,4 m arasındadır. Elde edilen sonuçlara dayanarak eliptik ve kanat şekilli borularda daha düşük sürüklenme katsayısı ve daha düşük Stanton sayısı elde edildiği ve Reynolds sayısının artışı ile sürüklenme katsayısı ve Stanton sayısında azalma olduğu görülmüştür. Erguvan ve MacPhee (2019) düşük sıcaklığa sahip atık ısı geri kazanımında düzgün sıralı dairesel boru demetinin birinci ve ikinci yasa verimliliğini sayısal olarak incelemiştir. Boyutsuz adım oranı 1,3, 1,6, 2 ve 3 olup belirlenen Reynolds sayısı aralığı 500 – 30000 arasındadır. Enerji ve ekserji verimliliklerinin en yüksek olduğu Reynolds sayısı 5000 olduğu, enerji verimleri %72 - %99 arasında, ekserji verimi %26 - %70 arasında olduğu, enerji veriminin en yüksek olduğu Reynolds sayısı 500 olduğu ve 500 K sıcaklığında eksen oranının 1,3 olduğu üç silindirde gerçekleştiği, ekserji veriminin en yüksek olduğu Reynolds sayısının 500 olduğu ve 400 K sıcaklığa sahip sekiz silindirde gerçekleştiği tespit edilmiştir. Kuru vd. (2024) düzgün ve kaydırılmış sıralı dairesel ve kanat şekilli boru demetinin ısı transferi, basınç düşümü, entropi üretimi ve alan uyum faktörünü sayısal olarak incelemiştir. Isı transfer yüzey alanları eşit ve eşdeğer çap (D_e) 22,44 mm olarak alınmıştır. Giriş hızına göre belirlenen Reynolds sayısı 4000 – 7000 arasında değişmektedir. Yapılan bu çalışmada kanat şekilli boru demetinin sürtünme faktörü, alan uyum faktörü ve basınç düşümü bakımından dairesele kıyasla daha üstün olduğu sonucuna varılmıştır. Reynolds sayısının 4000 olduğu ve S_T^*= S_L^*= 2 olduğu durumda kaydırılmış sıralı kanat şekilli boru demetinin dairesel boru demetine kıyasla %314,93 oranda daha yüksek olduğu belirlenmiştir. Entropi üretiminin %20,62, sürtünme faktörü %74,89, Nusselt sayısı ise %19,80 oranda azalmıştır.

MATERYAL ve YÖNTEM

Parametrik Model

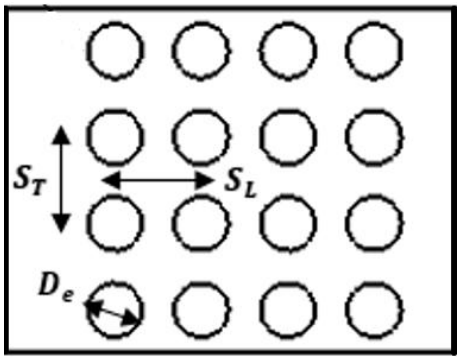
Bu çalışmada düzgün sıralı dizilişe sahip dairesel ve elips şekilli boru demeti için 5 farklı durum belirlenmiş ve ısı transferi, basınç düşümü, ortalama Nusselt sayısı, sürtünme faktörü ve ısıl verim değerleri hesaplanmıştır. Boyutsuz uzunluk birimlerine ve farklı hız değerlerine bağlı olarak sayısal çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Isı transferi yüzey alanı dairesel ve eliptik boru demetinde sabit tutulmuş ve eşdeğer çap (D_e) 12,7 mm olarak alınmıştır. Elips şeklin yatay yarıçapı "a", dikey yarıçapı "b" dir. Ortalama giriş hızı değerleri 1 m/s, 3 m/s ve 6 m/s' dir. İncelenen beş durum boyutsuz parametreler ve ölçüleriyle beraber Tablo 1 ve Tablo 2' de verilmiştir:

Tablo 1. Çalışmada kabul edilen parametreler

Çalışılan Durum	Sayısal veriler
Durum 1	$S_L^* = S_T^* = 1{,}6$ a/b= 1 (Dairesel)
Durum 2	$S_L^* = S_T^* = 2$ a/b= 1 (Dairesel)
Durum 3	$S_L^* = S_T^* = 1{,}6$ a/b= 1,5
Durum 4	$S_L^* = S_T^* = 1{,}6$ a/b= 0,75
Durum 5	$S_L^* = S_T^* = 2$ a/b= 1,5

Tablo 2. Borular arası mesafeler ve yarıçap değerleri

Çalışılan modeller	Boyutlar
Durum 1	$S_L = S_T = 20{,}32\ mm\ D_e =$ 12,7 mm
Durum 2	$S_L = S_T = 25{,}4\ mm\ D_e =$ 12,7 mm
Durum 3	$S_L = S_T = 20{,}32$ mm a= 7,54 mm b= 5,02 mm
Durum 4	$S_L = S_T = 20{,}32$ mm a= 5,42 mm b= 7,22 mm
Durum 5	$S_L = S_T = 25{,}4$ mm a= 7,54 mm b= 5,02 mm



Şekil 1. Durum 1 için oluşturulan dairesel boru demeti

KORUNUM DENKLEMLERİ

Bu çalışmada akış sıkıştırılamaz, iki boyutlu, türbülanslı olarak kabul edilmiştir. Bu çalışmada sayısal çalışmalar için uygun görülen türbülans modeli RNG k – ε modelidir. Türbülans ve korunum denklemleri aşağıdaki gibidir:

$$\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_j) = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_i u_j) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\mu\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i}\right)\right] + \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\mu\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i}\right)\right] \quad (2)$$

$$\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_i T) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\frac{\mu}{Pr}\frac{\partial T}{\partial x_j} + \frac{\mu}{Pr_t}\left(\frac{\partial T}{\partial x_j}\right)\right] \quad (3)$$

$$\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho k u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\alpha_k\, \mu_{eff}\, \frac{\partial k}{\partial x_j}\right] + G_k - \rho\varepsilon \quad (4)$$

$$\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \varepsilon u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\alpha_\varepsilon\, \mu_{eff}\, \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j}\right] + C_{1\varepsilon}\frac{\varepsilon}{k}G_k - C_{2\varepsilon}\,\rho\,\frac{\varepsilon^2}{k} \quad (5)$$

G_k , türbülans kinetik enerjisini tanımlamakta olup aşağıdaki denklemle ifade edilir:

$$G_k = -\mu_t\left[2\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j}\right)^2 + \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i}\right)^2\right] \quad (6)$$

(6)

μ_{eff} efektif türbülans viskoziteyi temsil eder ve aşağıdaki gibi ifade edilmektedir:

$$\mu_{eff} = \mu + \mu_t \quad (7)$$

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (8)$$

Eşt. (8)'de, C_μ= 0,0845 olarak alınmıştır (Ansys, 2021). $C_{1\varepsilon}$ ve $C_{2\varepsilon}$ sabitleri sırasıyla 1,42 ve 1,68'dir.

VERİ ANALİZİ

Giriş Reynolds sayısı (Re_g), giriş hızı (V_g) olmak üzere:

$$Re_g = \frac{\rho * V_g * D_e}{\mu} \quad (9)$$

olarak ifade edilir. "ρ" akışkanın yoğunluğunu, "μ" akışkanın dinamik viskozitesini temsil eder. Maksimum hız (V_{max}) aşağıdaki ifadeyle bulunur:

$$V_{max} = \frac{S_T * V_g}{(S_T - D)} \quad (10)$$

olarak ifade edilir. Ortalama Nusselt sayısı:

$$\overline{Nu} = \frac{q'' * D_e}{k * \Delta T_{lm}} = \bar{h} * \frac{D_e}{k} \quad (11)$$

olarak ifade edilir. " $\bar{h}$" ortalama ısı taşınım katsayısını, "k" ısı iletim katsayısını temsil etmektedir. Logaritmik sıcaklık farkı aşağıdaki gibi ifade edilebilir:

$$\Delta T_{lm} = \frac{(T_{duvar} - T_{giriş}) - (T_{duvar} - T_{çıkış})}{\ln\left(\frac{T_{duvar} - T_{giriş}}{T_{duvar} - T_{çıkış}}\right)} \quad (12)$$

T_{duvar} silindir duvarı sıcaklığını, $T_{giriş}$ giriş sıcaklığını, $T_{çıkış}$ çıkış sıcaklığını temsil etmektedir. Çıkış sıcaklığı aşağıdaki gibi ifade edilir:

$$T_{duvar} - T_{çıkış} = \left(T_{duvar} - T_{giriş}\right) * \exp\left(\frac{-\pi D N \bar{h}}{\rho V_g N_T S_T C_P}\right) \quad (13)$$

Sürtünme faktörü aşağıdaki gibi ifade edilir:

$$f = \frac{2 * \Delta P}{N_L * \rho * V_g^2} \quad (14)$$

N_L yatay düzlemdeki boru sayısını, ΔP basınç düşümünü temsil etmektedir. Sistemin ısıl verimi aşağıdaki gibi ifade edilir:

$$\text{Isıl verim} = \frac{\overline{Nu}}{f} \quad (15)$$

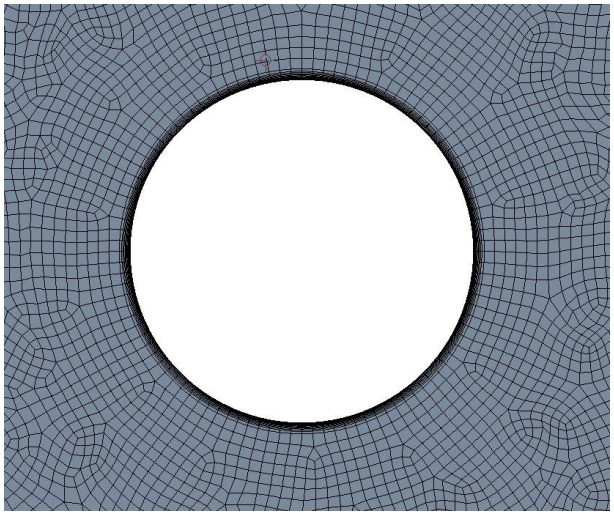
SAYISAL YÖNTEM

Momentum ve türbülans denklemleri, ikinci mertebeden ayrıklaştırma yöntemi kullanılmış, hız-basınç bağlantısı için COUPLED algoritması kullanılmıştır. Yakınsama kriteri enerji denklemleri için 10^{-8}, diğer akış denklemleri için 10^{-5} olarak belirlenmiştir. Tablo 3' de gösterildiği gibi girişte hız, çıkışta basınç, duvarlarda kaymama koşulu ve silindir duvarında sabit sıcaklık gerçekleştiği kabul edilmiştir. Dikdörtgensel ağ yapısı oluşturulurken silindir duvarında ağ şişirme yapılmış olup tabaka kalınlığı 0,02 mm' dir. Eleman boyutu 0,4 mm' dir. Levhanın enine uzunluğu 600 mm ve boyuna uzunluğu S_T değerine göre değişmektedir.

Tablo 3. Sınır Şartları

Yüzey	Sınır şartları	Açıklama
Giriş	Hız ve sıcaklık girişi	Hız girişi 1 m/s, 3 m/s, 6 m/s ve giriş sıcaklığı 25 °C' de sabit tutulmuştur.
Çıkış	Basınç çıkışı	$\frac{\partial P}{\partial x} = 0$ (Basınç gradyanı 0' a eşittir).
Duvar	Duvar	Adyabatik kabul edilmiştir.
Silindir Duvarı	Duvar	Sabit duvar sıcaklığı uygulanmıştır ve 60 °C' dir.

Dairesel boru demeti için oluşturulan ağ yapısı aşağıdaki gibidir:



Şekil 2. Dairesel boru demeti ağ yapısı

Tablo 4. Durum 2 için oluşturulmuş ağdan bağımsızlık çalışması

No	Eleman Sayısı	Nusselt Sayısı
1	66957	49,79
2	100791	50,62
3	175406	50,87
4	249437	50,96
5	383685	51,15
6	499678	51,17

DOĞRULAMA

Bu çalışmada analizler ANSYS Fluent aracılığıyla gerçekleştirilmiştir. Tablo 1' de sınır şartlarından bahsedilmiş olup Tablo 5' te havanın fiziksel özellikleri Fluent programına girilmiştir. Havanın fiziksel özellikleri aşağıdaki tabloda yer almaktadır:

Tablo 5. Havanın fiziksel özellikleri

Özellikler	Sayısal veriler
Yoğunluk (ρ)	1,184
Özgül ısı (c_p)	1006
Isı iletkenlik katsayısı (k)	0,02625
Dinamik Viskozite (μ)	$1{,}845\text{x}10^{-3}$

"Re_{max}" ifadesine bağlı olarak düzgün sıralı dairesel boru demeti için Zukauskas (1972) Nusselt bağıntısı aşağıdaki gibidir:

$$\overline{\text{Nu}} = C_1 \text{Re}_{\text{max}}^{\text{m}} \text{Pr}^{0,36} \left(\frac{\text{Pr}}{\text{Pr}_{\text{duvar}}}\right)^{0,25} \quad (16)$$

Bu çalışmada dairesel boru demeti için yatay konumda boru sayısı (N_L) 20' den az olup C_1 , C_2ve m katsayıları sırasıyla 0,27 ve 0,63 olarak belirlenmiştir.

$$\overline{\text{Nu}} = 0{,}9\ 0{,}27\ \text{Re}_{\text{max}}^{0,63} \text{Pr}^{0,36} \left(\frac{\text{Pr}}{\text{Pr}_{\text{duvar}}}\right)^{0,25} \quad (17)$$

Doğrulama çalışması için Çengel tarafından hesaplanan analitik sonuçlar karşılaştırılmış ve hesaplanmıştır. Hesaplamalarda kullanılan havanın fiziksel özellikleri ve sayısal sonuçlar Tablo 6'te sunulmuştur:

Tablo 6. Analitik hesaplamalarda kullanılan havanın fiziksel özellikleri

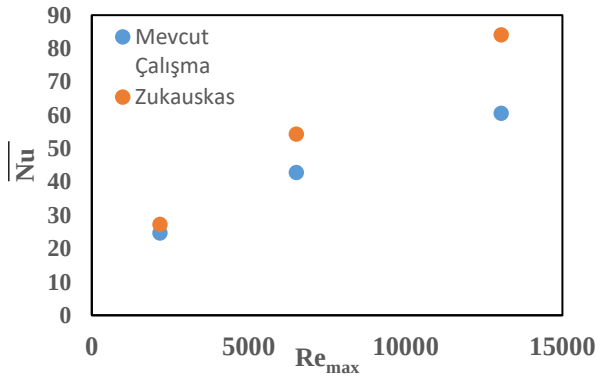
Özellikler	Sayısal Veriler
Isı iletim katsayısı	0,02808
Yoğunluk	1,06
Özgül ısı	1007
Kinematik viskozite	$2{,}008\text{x}10^{-5}$
Prandtl Sayısı	0,7073

Çengel tarafından hesaplanan analitik çözümde daire çapı 15 mm, giriş hızı ve sıcaklığı sırasıyla 4,5 m/s 20 ºC, dairesel boru demetinin yüzey sıcaklığı 120 ºC ve S_L = S_T = 50 mm olarak kabul edilmiştir ve ANSYS ile elde edilen sonuçlar Tablo 7' da karşılaştırılmıştır:

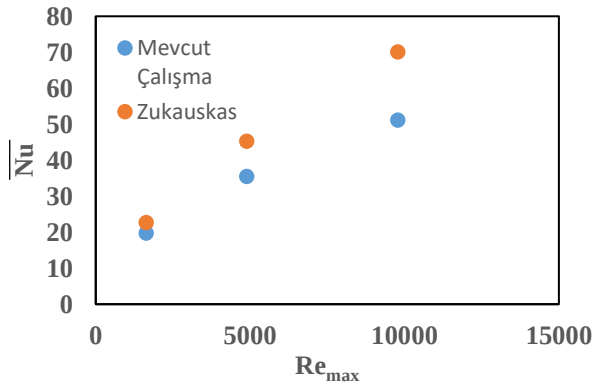
Tablo 7. V= 4,5 m/s' de yapılan doğrulama çalışmasının analitik sonuçlarla karşılaştırılması

	$\overline{\text{Nu}}$	ΔP	$T_{\text{çıkış}}$
Çengel	49,3	21	29,11
Mevcut Çalışma	36,19	20,27	27,05
Hata (%)	26,44	3,46	7,04

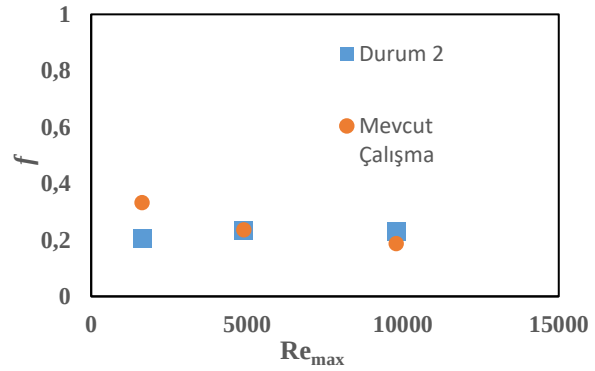
Durum 1 ve durum 2 dairesel boru demeti olduğu için Nusselt sayısı sürtünme faktörü değerleri Zukauskas (1972) ile karşılaştırılmış ve Şekil 3, Şekil 4 ve Şekil 5' te grafiklerle gösterilmiştir. Durum 1 mavi, durum 2 turuncu, durum 3 kare beyaz, durum 4 sarı kare, durum 5 üçgen mavi renkte ve şekilde gösterilmiştir. Sayısal sonuçlar aşağıdaki gibidir:



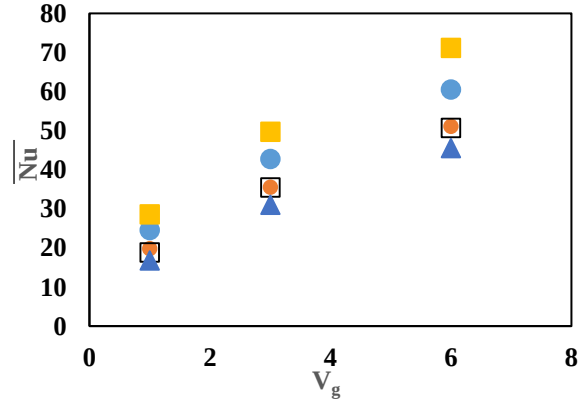
Şekil 3. Durum 1 için ortalama Nusselt Sayısının Zukauskas – Mevcut Çalışma ile karşılaştırma grafiği



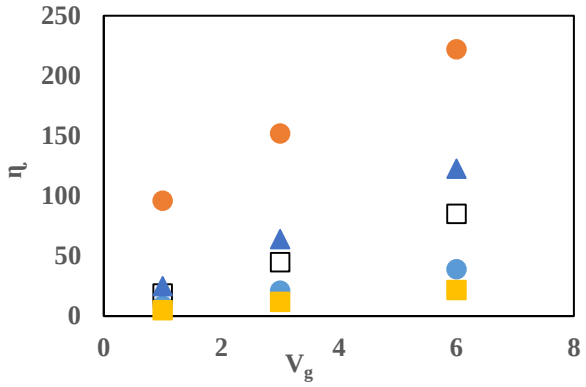
Şekil 4. Durum 2 için ortalama Nusselt Sayısının Zukauskas (1972) – Mevcut Çalışma ile karşılaştırma grafiği



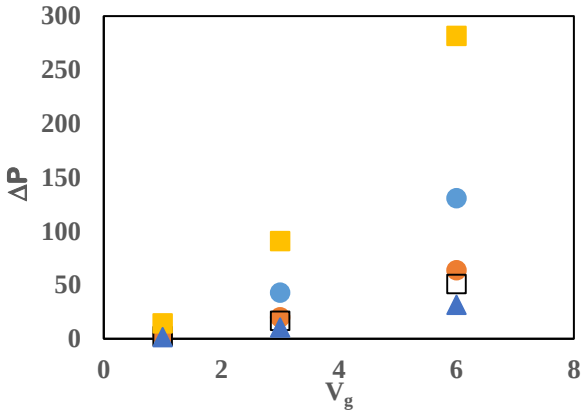
Şekil 5. Sürtünme faktörlerinin karşılaştırılması



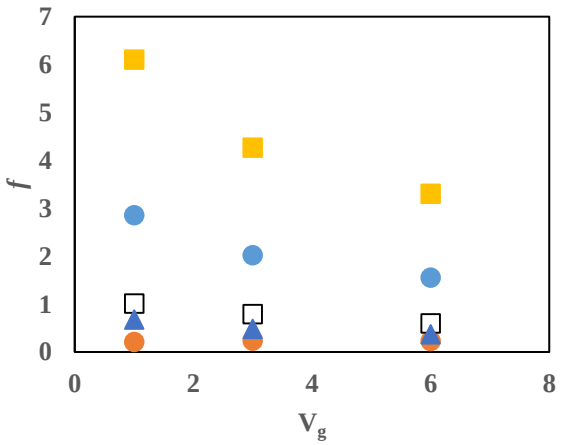
Şekil 6. Sayısal analiz sonucunda hesaplanan giriş hızı - ortalama Nusselt sayısı grafiği



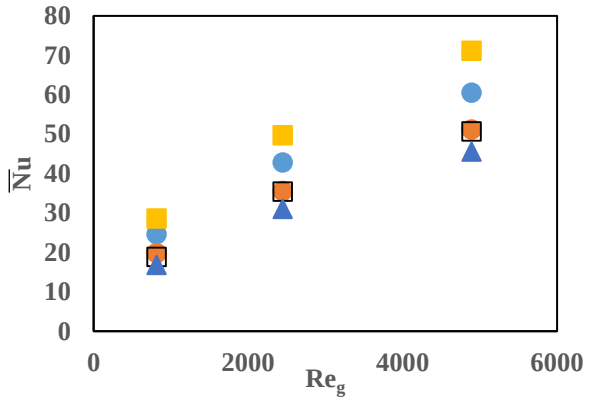
Şekil 7. Giriş hızı – ısıl verim grafiği



Şekil 8. Giriş hızı – Basınç düşümü grafiği



Şekil 9. Giriş hızı – sürtünme faktörü grafiği



Şekil 10. Giriş Reynolds sayısı – Ortalama Nusselt sayısı grafiği

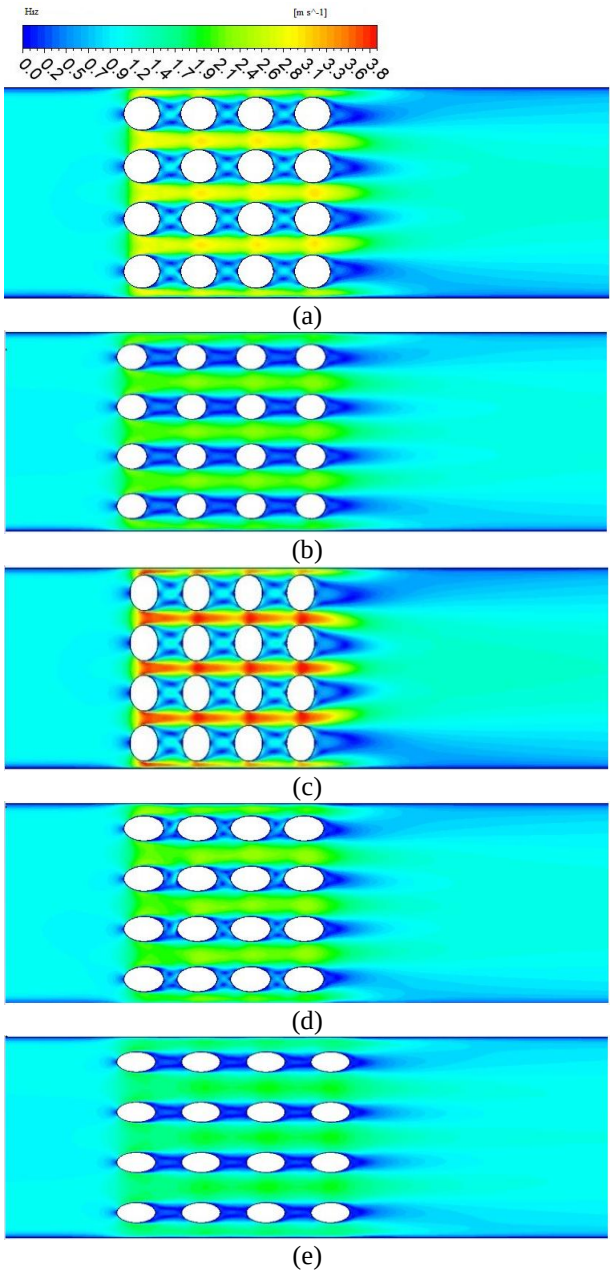
BULGULAR ve TARTIŞMA

Bu çalışmada düzgün sıralı eliptik ve dairesel boru demeti için sayısal analizler gerçekleştirilmiştir. Giriş Reynolds sayısına bağlı olarak 5 farklı durum için Nusselt sayısı, basınç kaybı, sürtünme faktörü ve ısıl verim incelenmiştir. Şekil 6, Şekil 7, Şekil 8, Şekil 9 ve Şekil 10' da elde edilen veriler aşağıdaki gibidir:

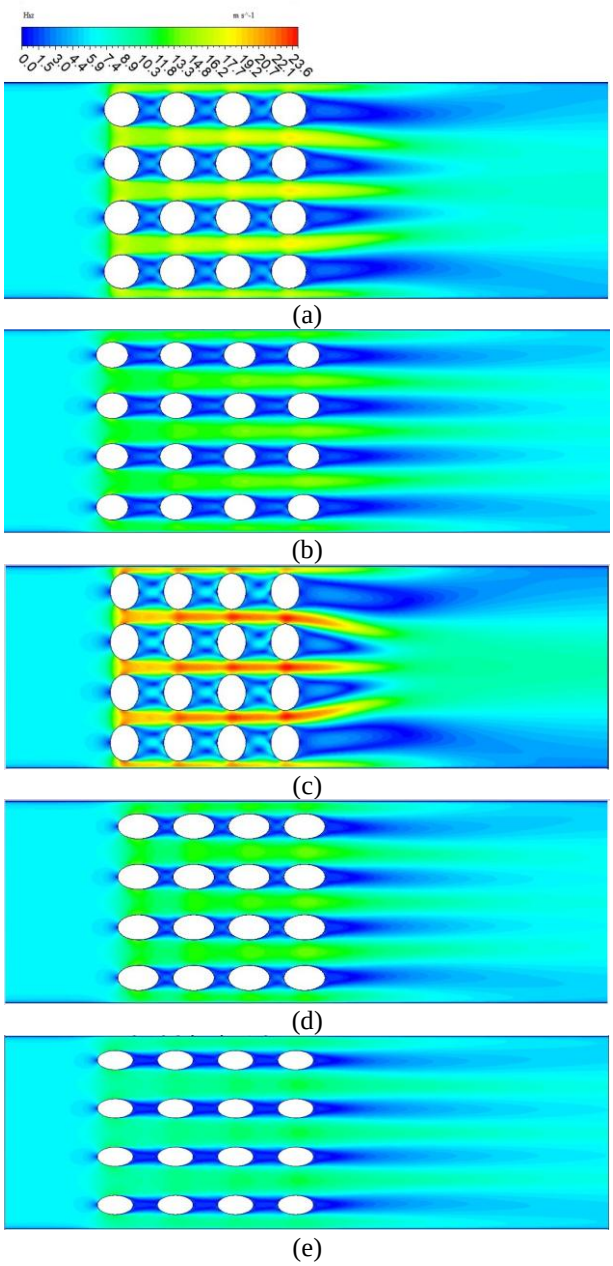
Maksimum Nusselt sayısı V_g = 6 m/s için 71,18 olarak durum 4' te elde edilmiştir. Bu durumda sürtünme faktörü sayısal değeri f = 3,30 olarak elde edilmiştir. Durum 4' te elde edilen V_g= 6 m/s için maksimum verim değeri 21,54' tür. Nusselt sayısının minimum değeri 16,77 olarak V_g= 1 m/s hız değeri için durum 5' te gözlenmiştir. Bu durumda sürtünme etkeni değeri f = 0,6750 olarak elde edilmiştir. Eliptik boru demeti için boyutsuz adım oranı sabit kalıp yarıçap oranı 1,5'tan 0,75'e düşürüldüğünde V_g =6 m/s'de $S_L^* = S_T^* = 1{,}6$ için Nusselt sayısı %40,34 artarken, sürtünme faktörü %453,8 artmış ve ısıl verim %74,65 oranda azalmıştır. Eliptik boru demetinde yarıçap oranı sabit (a/b= 1,5) kalıp boyutsuz adım oranı 1,6' dan 2' ye çıkarıldığında V_g= 6 m/s için Nusselt sayısı %10,17 oranda azalmakta, sürtünme faktörü %37,69 oranda azalmakta, ısıl verim %44,16 oranda artmaktadır. Eliptik boru demetinde boyutsuz adım oranını sabit tutup yarıçap oranını 0,75' ten 1' e çıkarıldığında V_g= 6 m/s için Nusselt sayısı yaklaşık %15 oranında azalmakta, sürtünme faktörü %53,02 oranda azalmakta, ısıl verim %80,98 oranda artmaktadır. Eliptik boru demetinde boyutsuz adım oranını sabit tutup ($S_L^* = S_T^* = 2$) yarıçap oranını 1.5' tan 1' e düşürüldüğünde V_g= 6 m/s için Nusselt sayısı %12,28 oranda artmakta, sürtünme faktörü %47,25 oranda azalmakta ve ısıl verim %112,88 oranda artmaktadır. Dairesel boru demeti için boyutsuz adım oranı 1,6' dan 2' ye çıkarıldığında V_g= 6 m/s için Nusselt sayısı %15,46 oranda azalmakta, sürtünme faktörü %87,36 oranda azalmakta, ısıl verim %569,11 oranda artmaktadır. V_g= 6 m/s' de boyutsuz adım oranının sabit kalmasıyla (S_L^*= S_T^*= 1,6) ve yarıçap oranının (a/b) 0,75' ten 1' e çıkarılmasıyla basınç düşümünün azaldığı gözlemlenmiştir. V_g= 1 m/s için 4. durumda Nusselt sayısı 28,57 iken sürtünme faktörü (f) maksimum olduğu durumdur ve f= 6,1019' dir. V_g= 6 m/s için 2. durumda Nusselt sayısı 51,15 iken sürtünme faktörü (f) minimum olduğu durumdur ve f= 0,19605' tir. V_g = 6 m/s için 4. durumda Nusselt sayısı maksimum değerde ve basınç düşümü sayısal değeri 281,6254 Pa' dır. Eliptik boru demeti için boyutsuz adım oranı sabit kalıp yarıçap oranı 1,5'tan 0,75'e düşürüldüğünde V_g=3 m/s'de $S_L^* = S_T^*$= 1,6 için Nusselt sayısı %40,31 artarken, sürtünme faktörü %440,12 oranda artmış ve ısıl verim %74,02 oranda azalmıştır.Eliptik boru demetinde yarıçap oranı sabit kalıp (a/b= 1,5) boyutsuz adım oranı 1,6' dan 2' ye çıkarıldığında V_g= 3 m/s için Nusselt sayısı %12,47 oranda azalmakta, sürtünme faktörü %38,60 oranda azalmakta, ısıl verim %42,56 oranda artmaktadır. Eliptik boru demetinde boyutsuz adım oranını sabit tutup ($S_L^* = S_T^* = 1{,}6$) yarıçap oranını 0,75' ten 1' e çıkarıldığında V_g= 3 m/s için Nusselt sayısı yaklaşık %14 oranında azalmakta, sürtünme faktörü %52,62 oranda azalmakta, ısıl verim %81,53 oranda artmaktadır. Eliptik boru demetinde boyutsuz adım oranını sabit tutup ($S_L^* = S_T^* = 2$) yarıçap oranını 1,5' tan 1' e düşürüldüğünde V_g= 3 m/s için Nusselt sayısı %14,65 oranda artmakta, sürtünme faktörü %55,56 oranda azalmakta ve ısıl verim %158 oranda artmaktadır. Dairesel boru demeti için boyutsuz adım oranı 1,6' dan 2' ye çıkarıldığında V_g= 3 m/s için Nusselt sayısı %16,83 oranda azalmakta, sürtünme faktörü %89,33 oranda azalmakta, ısıl verim %680 oranda artmaktadır.Eliptik boru demeti için boyutsuz adım oranı sabit kalıp yarıçap oranı 1,5'tan 0,75'e düşürüldüğünde V=1 m/s'de $S_L^* = S_T^*$= 1,6 için Nusselt sayısı %51,36 artarken, sürtünme faktörü %505 oranda artmış ve ısıl verim %74,99 oranda azalmıştır. Eliptik boru demetinde yarıçap oranı sabit kalıp (a/b= 1,5) boyutsuz adım oranı 1,6' dan 2' ye çıkarıldığında V= 1 m/s için Nusselt sayısı %11,10 oranda azalmakta, sürtünme faktörü %33,03 oranda azalmakta, ısıl verim %32,73 oranda artmaktadır. Eliptik boru demetinde boyutsuz adım oranını sabit tutup ($S_L^* = S_T^* = 1{,}6$) yarıçap oranını 0,75' ten 1' e çıkarıldığında V_g= 1 m/s için Nusselt sayısı yaklaşık %13,80 oranında azalmakta, sürtünme faktörü %53,18 oranda azalmakta, ısıl verim %84,11 oranda artmaktadır. Eliptik boru demetinde boyutsuz adım oranını sabit tutup ($S_L^* = S_T^*$=2) yarıçap oranını 1,5' tan 1' e düşürüldüğünde V_g= 1 m/s için Nusselt sayısı %17,98 oranda artmakta, sürtünme faktörü %68,32 oranda azalmakta ve ısıl verim %272,44 oranda artmaktadır. Dairesel boru demeti için boyutsuz adım oranı 1,6' dan 2' ye çıkarıldığında V_g= 1 m/s için Nusselt sayısı %19,60 oranda azalmakta, sürtünme faktörü %92,51 oranda azalmakta, ısıl verim %973 oranda artmaktadır.

Hız konturları dairesel ve eliptik boru demeti için Şekil 11 ve Şekil 12' de V_g= 1 m/s ve V_g= 6 m/s için gösterilmiştir. Akış art iz bölgesinde dairesel iki boru arası mesafe arttığında yani geniş alanda hız değerleri neredeyse durma seviyesine ulaşmıştır. Eliptik boru demetinde ise iki boru arasındaki mesafenin artmasıyla hız değerleri de durma noktasına gelir ve yatay – dikey eksen boyutlarına bağlı olarak hız değerleri de artmaktadır. Isı transferi ve basınç düşümünde azalma meydana gelmektedir. Bu durum hem 1 m/s için hem de

6 m/s için geçerlidir. Hız değeri arttıkça bölgeler genişlemektedir.
Hızın artmasıyla akış art iz bölgesinde türbülans şiddeti arttığından akış daha iyi karışmaktadır ve ısıl sınır tabakayı azaltarak ısı transferinde iyileşmeler meydana gelir. Daha yüksek türbülanslı ortamda daha yüksek momentum ve ısı transferi gerçekleşmektedir. Daha yüksek momentum ısı transferinde ve basınç düşümünde artmalar meydana gelmesine sebep olmaktadır.
Aşağıdaki şekillerde V_g= 1 m/s ve V_g= 6 m/s için hız konturları verilmiştir:



Şekil 11. V_g = 1 m/s için hız konturları



Şekil 12. V_g = 6 m/s için hız konturları

SONUÇLAR

Yapılan bu çalışmada düzgün sıralı dairesel ve eliptik boru demeti için beş farklı durum belirlenmiş ve sayısal bir çalışma gerçekleştirilmiştir. Yapılan kabullere bağlı olarak eşdeğer çap ve ısı transfer yüzey alanı sabit tutulmuş ve boyutsuz adım oranı ve elips şeklin farklı yarıçap oranları değiştirilerek ısı transferi, basınç düşümü, Nusselt sayısı, sürtünme faktörü ve ısıl verim incelenmiştir. Elde edilen sonuçlar aşağıdaki gibidir:

- En yüksek basınç düşümü ve en yüksek Nusselt sayısı durum 4' te görülmüştür ve sırasıyla 281,62 Pa ve 71,18'dir.
- Isıl verim en yüksek durum 2'de dairesel boru demetinde gözlenmiştir ve sayısal değeri 221,93'tür.

- Dairesel boru demetinde boyutsuz adım oranı arttığında $V_g = 6\ m/s$ için basınç düşümü %51,53 oranda azalmakta ve Nusselt sayısı %15 oranda azalmakta, elips şekilli boru demetinde a/b oranı sabit tutulup boyutsuz adım oranı arttırıldığında basınç düşümü %38 oranda azalmakta ve Nusselt sayısı %10 oranda azalmaktadır.
- Eliptik boru demetinde boyutsuz adım oranı sabit tutulup a/b oranı düşürüldüğünde basınç düşümü %462 oranda artmakta ve Nusselt sayısı %29,57 oranda artmaktadır.

TEŞEKKÜR

Bu çalışma, TÜBİTAK ARDEB 1001 Araştırma Programı tarafından 123M484 proje numarası ile desteklenmektedir.

SEMBOLLER

c_p	Özgül ısı $[J/kg - K]$
D	Çap
D_e	Eşdeğer çap [mm]
f	Sürtünme faktörü
ΔP	Basınç düşümü [Pa]
ΔT_{lm}	Logaritmik ortalama sıcaklık [K]
k	Isı iletim katsayısı $[W/m - K]$
μ	Dinamik viskozite $[kg.\,m/\,s]$
N_L	Boyuna boru sayısı
N_T	Dikine boru sayısı
ρ	Yoğunluk $[kg/m^3]$
Q	Toplam ısı transferi [W]
q"	Isı akısı $[W/m^2]$
Pr	Prandtl sayısı
s_L	Boyuna adım [mm]
s_L^*	Boyutsuz boyuna adım
s_T	Dikine adım [mm]
s_T^*	Dikine boyutsuz adım
$T_{çıkış}$	Çıkış kesitindeki hava sıcaklığı [℃]
T_{duvar}	Boru yüzey sıcaklığı [℃]
T_{giris}	Giriş kesitindeki hava sıcaklığı [℃]
V_g	Giriş kesintindeki ortalama hava hızı $[m/s]$
V_{max}	Maksimum hız [m/s]

KAYNAKLAR

Kuru, M. N., Erdinç, M. T., Karasu, İ., & Şaban, Ü. N. A. L. (2023). Boru Demeti Isi Değiştiricilerinde Farkli Boru Çapi Kullaniminin Akiş Ve Isi Transferini İyileştirmeye Etkisi. Kahramanmaraş Sütçü İmam Üniversitesi Mühendislik Bilimleri Dergisi, 26(3), 625-636. https://doi.org/10.17780/ksujes.1244995

Akdağ, Ü., & Akçay, S. (2022). Eliptik boru demeti üzerinden geçen nanoakışkanların laminer akışının ısı transferine etkisi. https://mmoteskon.org/wp-content/uploads/2019/03/2019-059.pdf

Akcay, S., Akdağ, Ü., Hacıhafızoğu, O., & Demiral, D. (2019). Boru demeti üzerinden geçen Al2O3-su nanoakışkanın pulsatif akışının ısı transferine etkisi. Dicle Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Mühendislik Dergisi, 10(2), 621-631. https://dergipark.org.tr/en/download/article-file/738411

Karaçavuş, B., & Aydın, K. Boru Demetleri Üzerinde Çapraz Akişta Nusselt Sayisinin Nümerik İncelenmesi. https://mmoteskon.org/wp-content/uploads/2017/05/2017-061.pdf

Erdinç, M. T., Yılmaz, A., & Yılmaz, T. (2016). Çapraz Akışlı Saptırılmış Boru Demeti Isı Değiştiricilerinin Ekonomik Optimizasyonu. Çukurova Üniversitesi Mühendislik-Mimarlık Fakültesi Dergisi, 31(2), 139-148. https://doi.org/10.21605/cukurovaummfd.310138

Mangrulkar, C. K., Dhoble, A. S., Pant, P. K., Kumar, N., Gupta, A., & Chamoli, S. (2020). Thermal performance escalation of cross flow heat exchanger using in-line elliptical tubes. Experimental Heat Transfer, 33(7), 587-612. https://doi.org/10.1080/08916152.2019.1704946

Ibrahim, E., & Moawed, M. (2009). Forced convection and entropy generation from elliptic tubes with longitudinal fins. Energy Conversion and Management, 50(8), 1946-1954. https://doi.org/10.1016/j.enconman.2009.04.021

Ibrahim, E., & Moawed, M. (2009). Forced convection and entropy generation from elliptic tubes with longitudinal fins. Energy Conversion and Management, 50(8), 1946-1954. https://doi.org/10.1016/j.enconman.2009.04.021

Rahmani, R., MIRZAEI, I., & SHIRVANY, H. (2005). Computation of a laminar flow and heat transfer of air for staggered tube arrays in cross-flow. https://sid.ir/paper/535584/en

]. Buyruk, E. (1999). Heat transfer and flow structures around circular cylinders in cross-flow. Turkish Journal of Engineering and Environmental Sciences, 23(5), 299-316. https://citeseerx.ist.psu.edu/document?repid=rep1&type=pdf&doi=2b8c55e1c6b88d0adee9ada49792bcfc41fe2829

Jeong, J. H., Nam, K. W., Min, J. K., Kim, K. S., & Ha, M. Y. (2011). The effects of the evaluation method on the average heat transfer coefficient for a mini-channel tube bundle. International journal of heat and mass transfer, 54(25-26), 5481-5490. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2011.07.043

Saraireh, M. A., Alsaraireh, F. M., & Alrwashdeh, S. S. (2017). Investigation of heat transfer for staggered and in-line tubes. International Journal of Mechanical Engineering and Technology, 8(11), 476-483. https://www.researchgate.net/profile/Saad-Alrwashdeh/publication/321527847_Investigation_of_heat_transfer_for_staggered_and_in-line_tubes/links/5a265e3aa6fdcc8e866bd38c/Investigation-of-heat-transfer-for-staggered-and-in-line-tubes.pdf

Tahseen, T. A., Ishak, M., & Rahman, M. M. (2013). Laminar forced convection heat transfer over staggered circular tube banks: A CFD approach. Journal of Mechanical Engineering and Sciences, 4, 418-430. https://doi.org/10.15282/jmes.4.2013.6.0039

Horvat, A., Leskovar, M., & Mavko, B. (2006). Comparison of heat transfer conditions in tube bundle cross-flow for different tube shapes. International Journal of Heat and Mass Transfer, 49(5-6), 1027-1038. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2005.09.030

Erguvan, M., & MacPhee, D. W. (2019). Second law optimization of heat exchangers in waste heat recovery. International Journal of Energy Research, 43(11), 5714-5734. https://doi.org/10.1002/er.4664

Kuru, M. N., & Özkarakoç, M. (2024). Boru Demetinde Kanat Şekilli Boru Kullanımının Entropi Üretimi ve Alan Uyum Faktörü Yönünden Sayısal Olarak İncelenmesi. *Erciyes Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Fen Bilimleri Dergisi*, *40*(2), 181-204. https://dergipark.org.tr/en/download/article-file/3992327

Engineering Equation Solver, F-Chart Software (2018)

Ansys Fluent User's Guide, (2021).

GÜN IŞIĞI ve GÖLGELEMENİN BİNA ENERJİ TÜKETİMİ ÜZERİNDEKİ ETKİLERİ: SİMÜLASYON TABANLI DEĞERLENDİRME

Yasin KAYA*, Sebahattin ÜNALAN**
*Erciyes Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü, 38250 Talas, KAYSERİ,
4010640054@erciyes.edu.tr
** Erciyes Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü, 38250 Talas, KAYSERİ,
s-unalan@erciyes.edu.tr

Özet: Bu çalışmada, binalarda gün ışığı ve gölgelemenin yıllık enerji tüketimi üzerindeki etkisi incelenmiştir. Çalışma alanı olarak Kayseri'de bulunan bir çocuk kütüphanesi binası seçilmiş; IESVE yazılımı kullanılarak gerçekleştirilen simülasyonlar aracılığıyla, binanın kendi gölgelemesi, çatısından ve etrafındaki yüksek binalardan kaynaklı gölgeleme durumuna göre ısıtma ve soğutma yüklerinin/enerji tüketimlerinin analizleri yapılmıştır. Bu analizler sonucunda sayısal veriler ve grafikler elde edilmiştir. Elde edilen bulgular, doğal aydınlatmanın termal konfor açısından enerji tüketimini önemli ölçüde etkilediğini göstermektedir. Çalışma, gün ışığı optimizasyonunun bina tasarımında sürdürülebilirlik bağlamında kritik bir rol oynadığını ortaya koymaktadır.

Anahtar Kelimeler: Gün ışığı, enerji, simülasyon.

THE EFFECTS OF DAYLIGHT AND SHADING ON BUILDING ENERGY CONSUMPTION: SIMULATION-BASED ASSESSMENT

Abstract: In this study, the impact of daylight and shading on the annual energy consumption of buildings was examined. A children's library located in Kayseri was selected as the case study, and simulations were conducted using the IESVE software. The analyses considered shading caused by the building's own structure, its roof, and surrounding tall buildings, evaluating heating and cooling loads/energy consumptions accordingly. Numerical data and graphical outputs were obtained as a result of the simulations. The findings demonstrate that daylight significantly affects energy consumption in terms of thermal comfort. This study highlights the critical role of daylight optimization in sustainable building design.

Keywords: Daylight, energy, simulation.

GİRİŞ

Günümüzde bireyler, yaşamlarının önemli bir kısmını kapalı alanlarda geçirmektedir. Bu durum, yeterli düzeyde gün ışığından faydalanamamak ya da aşırı gün ışığına maruz kalmak gibi psikolojik ve ruhsal etkiler yaratarak bireylerin çalışma verimliliğini ve yaşamlarını etkileyebilmektedir (Lee vd., 2020).

Enerji verimliliği ve tüketimi açısından binalarda da benzer bir durum söz konusudur. Proje aşamasında tasarım ve planlamanın yetersiz olduğu yapılar, yalnızca iç mekanların termal, ruhsal ve psikolojik konforunu olumsuz etkilemekle kalmaz, aynı zamanda binanın enerji tüketimini artırarak enerjinin verimli kullanılamaması sorununa yol açabilir. Enerji konusunda yüksek düzeyde dışa bağımlı olmamız sebebiyle, optimum konfor ve enerji verimliliği sağlanarak bina inşa edilmesi, ülkemiz için büyük önem taşımaktadır.

Ülkemizde gün ışığıyla ilgili olarak TS EN 17037 Binalarda Gün Işığı Standardı kullanılmaktadır. Bunun yanı sıra, Binalarda Enerji Performans Yönetmeliğinde, binaların gün ışığından azami düzeyde faydalanması gerektiği vurgulanmaktadır. Ayrıca, Binalar ile Yerleşmeler İçin Yeşil Sertifika Yönetmeliği ekinde yer alan 'Yeterli Gün Işığı Performansının Sağlanması' başlığı altında, gün ışığından faydalanmaya yönelik kriterler ortaya konulmuştur. Mevzuatsal bakış açısıyla değerlendirildiğinde, gün ışığından faydalanmanın temel amacının, binaların enerji tüketimini azaltmak ve bina kullanıcılarının konfor koşullarını iyileştirmek olduğu anlaşılmaktadır.

Ancak, binalarda gün ışığından faydalanma ile buna bağlı olarak enerji tüketiminin hesaplanması ve bu iki unsurun bütüncül bir yaklaşımla değerlendirilmesi, oldukça karmaşık ve çok boyutlu analizler gerektiren önemli

konular arasında yer almaktadır. Bu doğrultuda, söz konusu çalışmada gün ışığının bina enerji tüketimi üzerindeki etkisinin analiz edilmesi amaçlanmıştır.

LİTERATÜR ARAŞTIRMASI

Binalarda enerji verimliliği, iklim değişikliği ile mücadele ve sürdürülebilirlik hedefleri günümüzde büyük bir öneme sahiptir. Bu çerçevede, farklı iklim bölgelerinde ve çeşitli bina tipolojilerinde yapılan araştırmalar, gün ışığı optimizasyonlarının enerji performansı üzerindeki etkilerini ortaya koyarak, bu faktörlerin bina enerji verimliliği ile ilişkisini derinlemesine incelemektedir. Aşağıdaki çalışmalar, IESVE ve benzeri bina enerji simülasyon yazılımları kullanılarak gerçekleştirilen araştırmaları kapsamaktadır.

Ürdün'ün Mafrak şehrinde ortalama bir aile evi referans alınarak modellemeler yapılmış, yapı çatısına PV paneller konularak panellerin yarattığı gölgeleme etkisinin çatı üzerindeki ısı transferi süreci incelenmiştir. Yapılan analizler sonucunda kışın ısıtma talebinin %4,85 arttığı, yazın ise soğutma talebinin %5,54 oranında azaldığı gösterilmiştir (Albatayneh vd., 2022). Dubai'nin Jumeirah Park bölgesindeki bir villada, bina kabuğunun enerji performansı üzerindeki etkilerini ve soğutma yükünün azaltılmasına yönelik termal çözümler incelenmiştir. Gerçekleştirilen çeşitli simülasyonlar ve testler sonucunda, yatay ve dikey dış gölgeleme elemanlarının dikey güneş ışınım açısını 60° ila 40° arasında azaltabildiği görülmüştür. Bu etki sayesinde, soğutma kaynaklı enerji tüketiminde %9 ila %14 arasında tasarruf sağlandığı belirlenmiştir (Abu-Hijleh ve Jaheen, 2019). Çin'in soğuk ve aşırı soğuk bölgelerinde yaz aylarında artan iç mekân sıcaklıklarına bağlı olarak oluşan aşırı ısınma riski incelenmiş ve yatay dış gölgelemenin bu durumu azaltmada etkili olduğu ortaya koyulmuştur (Xu vd., 2022). Akdeniz ikliminde kırsal bölgelerde yer alan binalarda ısıtma ve soğutma enerjisi talebine etki eden temel tasarım parametreleri (bina yönelimi, yalıtım kalınlığı, cam özellikleri, gölgeleme ve havalandırma tipi) incenlemiştir. Türkiye'nin İzmir kırsalında tasarlanan iki katlı bir konut üzerinde yapılan simülasyonlar sonucunda, özellikle güney yönelimi, yeterli yalıtım, çok katmanlı camlar ve etkili gölgelemenin enerji tasarrufunu önemli ölçüde artırdığı görülmüştür (Baş, 2024). Kore'nin Seul kentinde tipik bir apartman binası seçilerek jaluzi, yatay panjur, ışık rafı gibi çeşitli gölgelendirme cihazı türlerinin yıllık soğutma enerjisi tüketimine etkisi irdelenmiş ve bu tüketimin yaklaşık %51 ila %54 oranında azaltılabileceği tespit edilmiştir (Lim vd., 2020). Minneapolis'teki bir okul binasına gölgeleme sistemleri uygulanarak analizler yapılmıştır. Yapılan hesaplamalar sonucunda soğutma saatlerinde %4'e varan bir azalma görülmüştür (Dagher vd., 2022). Mısır'daki ofis yapıları için farklı gölgeleme senaryoları ve bina yönelimlerini içeren günışığı aydınlatma sistemlerini kullanılarak modellemeler yapılmış ve bu tasarımların enerji tüketimine olan etkileri incelenmiştir. Gerçekleştirilen simülasyonlar sonucunda, doğru gölgeleme stratejileri kullanıldığında, soğutma yüklerinde ve toplam enerji tüketiminde %40'a varan düşüş sağlanabileceği görülmüştür (Ahmad ve Reffat, 2018). Ürdün'ün Irbid şehrinde 3B modellenen örnek bir yapı üzerinde yapılan çalışmada, cephe eğimlerinin enerji performansına etkisi analiz edilmiştir. Yapılan simülasyonlar sonucunda, 30° eğime sahip güney cephelerin ortalama %20 oranında enerji tasarrufu sağladığı belirlenmiştir. Ayrıca, 30° güney eğimli cephe ile birlikte 10° kuzey eğimli cepheye sahip bina formunun, referans duruma kıyasla enerji tüketimini %23'ten fazla azalttığı tespit edilmiştir (Freewan, 2022). Mısır'ın Kahire kentinde yapılan bir çalışmada ise, bina yöneliminin yıllık enerji tüketimi üzerindeki etkisi incelenmiş; batı cephesinin güney cephesine kıyasla %26 daha fazla enerji tüketimine neden olduğu, kuzey ve güney yönlerinin ise en düşük tüketim değerlerini sağladığı saptanmıştır (Ashmawy ve Azmy, 2018). Guangzhou'daki bir başka araştırmada, gün ışığı optimizasyonlarının %14,8 oranında enerji tasarrufu potansiyeli sunduğu belirlenmiştir (Jiang vd., 2024). İran'ın Kerman kentinde, iç mekân gölgelendirmesi ve 50 cm derinlikte çıkıntılar ile hareketli gölgeliklerin kullanımı ile yıllık enerji tüketiminde sırasıyla %17,37 oranında düşüş ve 40,29 GJ enerji tasarrufu sağlamıştır (Mousavi vd., 2025).

Bu araştırmalar, gün ışığının bina enerji performansı ve termal konfor üzerindeki etkilerinin, tasarım sürecinde belirleyici bir rol oynadığını ortaya koymaktadır. Genel olarak, literatürde yer alan bulgular, entegre tasarım yaklaşımlarının, enerji verimliliğini iyileştirmede ve sürdürülebilir çevre hedeflerine ulaşmada büyük bir potansiyel sunduğunu göstermektedir.

YÖNTEM

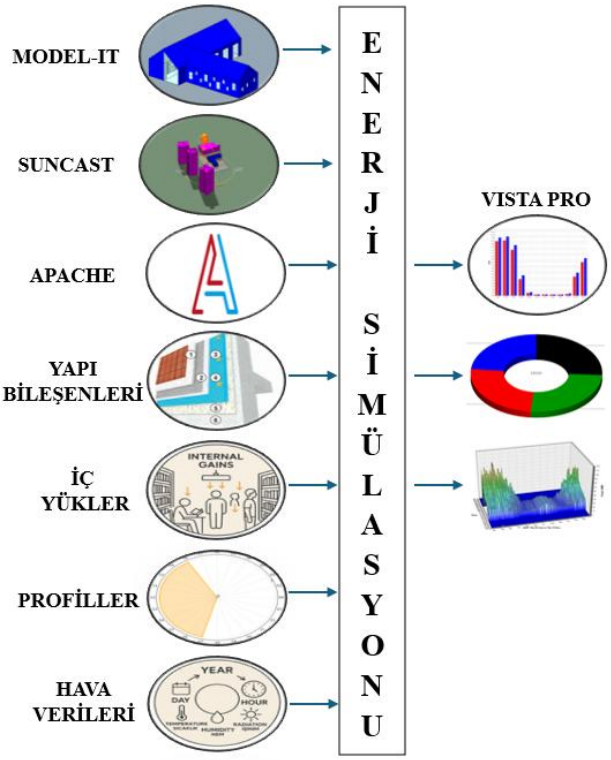
Binaların enerji verimliliğini değerlendiren analizler, ısıtma, soğutma, havalandırma ve gün ışığı gibi faktörler, Bina Enerji Modellemesi (BEM) yazılımları kullanılarak yapılmaktadır. BEM'in, diğer mühendislik yazılımlarından temel farkı, binanın mimari, yapısal, mekanik ve elektriksel bileşenlerinin modellenmesinin ötesinde, binanın enerji tüketimini ve termal konfor koşullarını hesaplamasıdır. Bu sayede, mühendisler ve tasarımcılar için sayısal ve grafiksel çıktılar elde edilebilmektedir.

Bu çalışmada tercih edilen IESVE yazılımı, güçlü Bina Enerji Modellemesi yazılımları arasında önemli bir

konumda yer almaktadır. Yazılım, Amerikan Isıtma, Soğutma ve İklimlendirme Mühendisleri Derneği (ASHRAE), Uluslararası Standardizasyon Örgütü (ISO) ve Bina Hizmetleri Mühendisleri Derneği (CIBSE) gibi saygın uluslararası standartlara dayanarak çeşitli hesaplamalar gerçekleştirebilmekte ve bu hesaplamalara dayalı sonuçlar sunabilmektedir.

IESVE

IESVE yazılımında enerji modellemesi yapılabilmesi için aşağıda bahsedilen birçok modül kullanılmaktadır. IESVE'ye ait iş akışı şeması Şekil 1'de görülmektedir.



Şekil 1. IESVE İş Akışı Şeması

Model-IT
Binaya ait üç boyutlu modellemenin gerçekleştirildiği bu bölüm, 3B yapı modellerinin oluşturulmasına olanak tanımaktadır. AutoCAD ortamında hazırlanmış olan .dxf uzantılı dosyalar, modelleme sürecinde altlık olarak kullanılabilmekte; böylece modelleme işlemleri daha verimli bir biçimde gerçekleştirilebilmektedir. Ayrıca, bu kısımda oluşturulan modeller farklı formatlarda dışa aktarılabilme özelliğine de sahiptir.

Bu modül aracılığıyla, diğer modüllerde de kullanılmak üzere yapı bileşenlerinin tanımlanması, mahallerin oluşturulması ve iç yüklerin belirlenmesi gibi işlemler gerçekleştirilebilmektedir.

Suncast
Bu bölümde, binaya etki eden güneş enerjisine ilişkin hesaplamalar gerçekleştirilmektedir. Elde edilen veriler, termal analiz amacıyla kullanılan Apache modülüne aktarılmakta ve bu modülde enerji performansı analizlerinde kullanılmak üzere değerlendirmeye alınmaktadır.

Apache
Apache, yapının termal enerji analizlerinin gerçekleştirildiği modüldür. SunCast modülünde elde edilen sayısal veriler bu bölümde işlenerek, binaya ait ayrıntılı termal hesaplamalar yapılmaktadır. Bu modül, iç ve dış çevresel etkenler doğrultusunda yapı performansını zamana bağlı olarak değerlendirme imkânı sunar.

VistaPro
VistaPro, termal analizlerin tamamlanmasının ardından elde edilen sonuçların sayısal ve grafiksel biçimde sunulduğu modüldür. Binaya ilişkin enerji tüketimi, sıcaklık dağılımları ve diğer performans parametreleri bu bölümde kapsamlı bir şekilde görüntülenebilir ve analiz edilebilir.

Isı Transferi Süreci
Isı transferi süreci; ısı iletimi ve depolama, taşınımla ısı transferi, hava hareketinden kaynaklı ısı transferi, uzun dalga ışınımla ısı transferi, güneş ışınımı, iç kazanımlar, havanın termofiziksel özellikleri gibi bir dizi karmaşık hesaplama yöntemleri ile hesaplanır.

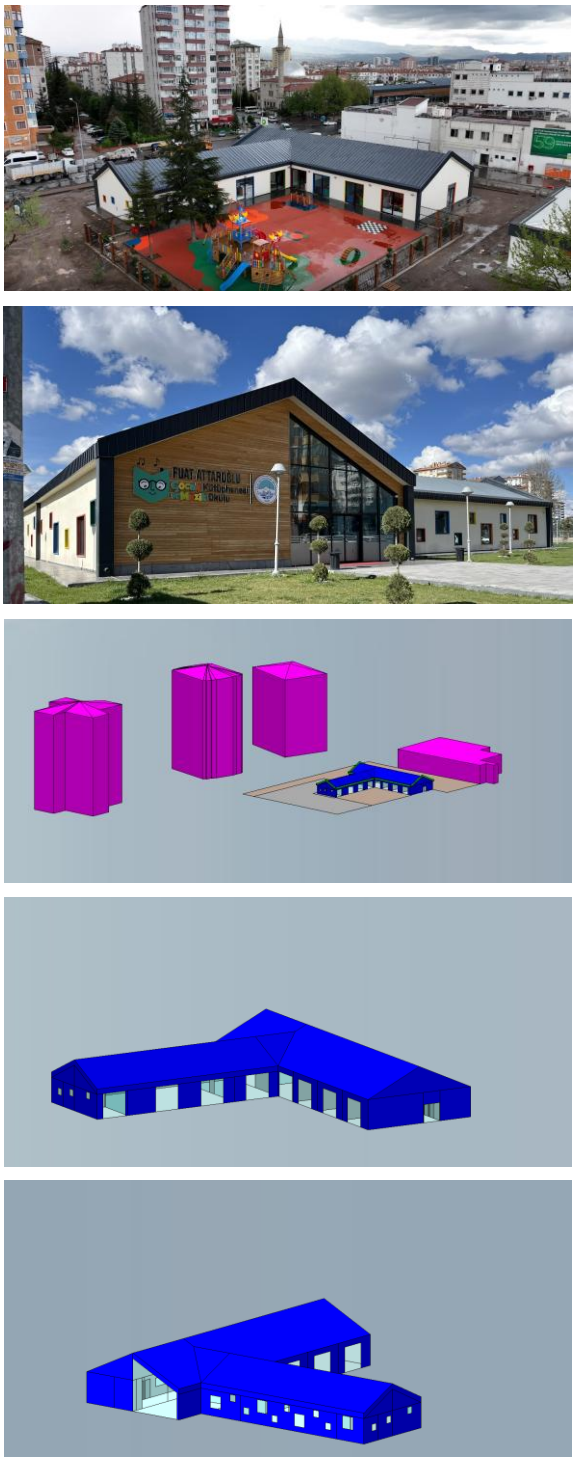
ÖRNEK BİNANIN MODELLENMESİ

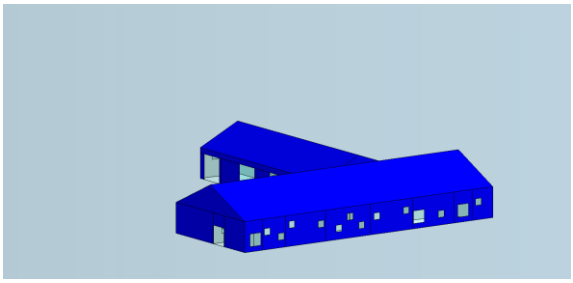
Kayseri ilinde yer alan Çocuk Kütüphanesi Binası IESVE yazılımda tasarlanmıştır. Söz konusu kütüphane 2023 yılında faaliyete geçmiştir. İçerisinde oyun alanları, sinema salonu, çalışma salonları, kütüphane gibi çok fonksiyonlu bölümler bulunan binanın örnek bina olarak seçilmesinin sebebi, tek katlı olması yani bina yüksekliğinin düşük olması nedeniyle çevresinde bulunan yüksek binaların zaman zaman gün ışığını engellemesidir.

Tasarlanan bina, etrafında bulunan ve gün ışığını etkileyen yüksek binalar, binanın kendi gölgelemesi, çatıdan kaynaklı gölgeleme etkileri ile birlikte modellenmiştir.

Binanın yapı bileşenlerine ait toplam ısı geçiş katsayıları, güneş enerjisi toplam geçirgenliği, iç ısıl yükleri ve diğer

tüm data verileri tanımlanmıştır. Modellenen binaya ait fotoğraflar Şekil 1'de bulunmaktadır.





Şekil 1. Çocuk Kütüphanesi Binası

Bina yapı malzemelerinin termal özellikeri Tablo 1'de bulunmaktadır. Kütüphane girişinde silikon cam cephe kullanılmış olup bu özellikler yapının mekanik tesisat raporundan ve yerinde yapılan incelemelerle oluşturulmuştur.

Tablo 1. Bina Yapı Malzemelerinin Termal Özellikleri

Yapı Bileşeni\Özellik	U (W/m².K)	SHGC
Dış Duvar	0,28	
Taban	0,35	
Tavan	0,47	
Çatı	0,87	
Kütüphane Pencereleri	2,1	0,55
Silikon Cephe	1,6	0,36

Mimari ve aydınlatma projelerine uygun olarak belirlenen kişi sayısı ve aydınlatma ısı kazançları Tablo 2'de sunulmuştur. Kişilerin duyulur ve gizli ısı kazancı değerlerinin tespiti için ASHRAE standardından yararlanılmıştır. İç ısı kazançlarının çalışma profilleri, her gün 08:00-18:00 saatleri arasında aktif olacak şekilde tasarlanmıştır.

Tablo 2. Yapı İçin Belirlenen İç Isı Kazançları

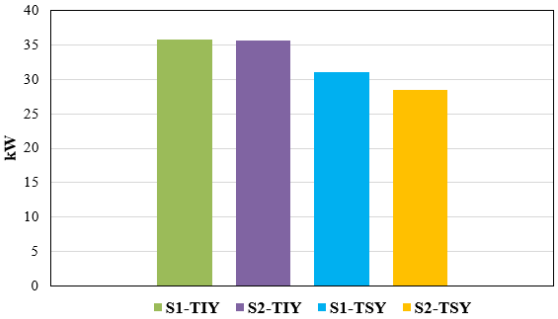
Mahal	**İnsandan Kaynaklı Isı Kazançları**			**Aydınlatma Isı Kazançları**
	Duyulur Isı Kazancı (Watt/kişi)	Gizli Isı Kazancı (Watt/kişi)	Kişi Sayısı	Duyulur Isı Kazancı (Watt)
Arşiv	-	-	-	80
Çocuk Bakım Odası	75	55	1	36
Sinema	52,5	33,75	16	160
Koridor	75	70	2	1080
Elektrik Odası	-	-	-	80
Salon-1	75	70	5	438
Salon-2	75	70	23	180

Kütüphane	52,5	33,75	48	660
Ofis-1	75	55	3	72
Ofis-2	75	55	3	72
Oyun Odası	67,5	120	8	120
Oyun Alanı	67,5	120	36	240
Mescid	75	55	2	72
WC	52,5	33,75	2	360
Çalışma Odası-1	52,5	26,25	10	72
Çalışma Odası-2	52,5	26,25	4	36
Çalışma Odası-3	52,5	26,25	4	36
Atölye-1	67,5	120	24	240
Atölye-2	67,5	120	5	240
Atölye-3	67,5	120	18	240
Kazan Dairesi	-	-	-	80

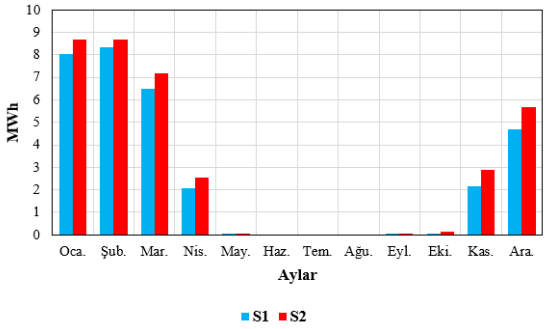
Tüm bu tasarımlar tamamlandıktan sonra, gölgelemenin yapının ısıtma ve soğutma yükleri ile yıllık enerji tüketimleri üzerindeki etkisinin belirlenmesi amacıyla simülasyon analizleri gerçekleştirilmiştir. Analiz çıktıları arasında ısıtma ve soğutma yükleri ile enerji tüketimleri grafiksel olarak sunulmuştur. Elde edilen sonuçlar üzerinden gölgelemenin bina tasarım süreçlerindeki rolü değerlendirilmiş; bilimsel açıklamalarla birlikte, tasarım sürecine yönelik çözüm önerileri geliştirilmiştir.

ANALİZLER

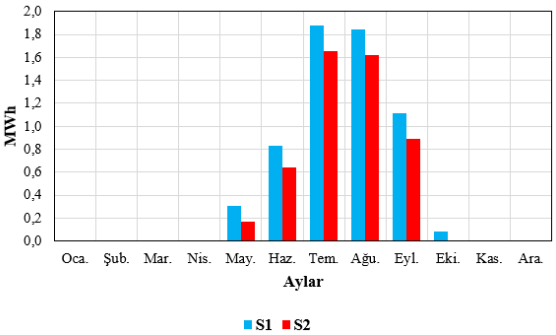
Binanın gün ışığına maruz kalmasını etkileyen çevresel faktörlerin bulunduğu ve bulunmadığı senaryolarda termal analizler gerçekleştirilmiştir. Bu kapsamda, bina çevresinde yer alan yol, diğer yapılar, çatı ve pencere çıkıntıları gibi gölgeleme oluşturan bileşenlerin yer almadığı senaryo (S1) ile söz konusu etkilerin bulunduğu senaryo (S2) karşılaştırılmıştır. Her iki senaryoda da toplam ısıtma yükü (TIY), toplam soğutma yükü (TSY) ile binanın ısıtması ve soğutulmasına ilişkin enerji tüketim değerleri analiz edilmiştir. Elde edilen sonuçlar, aşağıda ilgili şekillerde sunulmaktadır.



Şekil 2. Toplam Isıtma ve Soğutma Yükleri



Şekil 3. Yıllık Isıtma Enerjisi Tüketimi



Şekil 4. Yıllık Soğutma Enerjisi Tüketimi

SONUÇLAR ve TARTIŞMA

Elde edilen sonuçlara göre:
-S1 senaryosuna göre; binanın toplam soğutma yükü, toplam ısıtma yükü, yıllık soğutma enerjisi tüketimi ve yıllık ısıtma enerjisi tüketimi sırasıyla 31,1 kW, 35,8 kW, 6,1 MWh ve 31,9 MWh,

-S2 senaryosuna göre; binanın toplam soğutma yükü, toplam ısıtma yükü, yıllık soğutma enerjisi tüketimi ve yıllık ısıtma enerjisi tüketimi sırasıyla 28,6 kW, 35,6 kW, 5 MWh ve 35,9 MWh çıkmıştır.

S1 ve S2 senaryosu karşılaştırıldığında; toplam ısıtma yüklerinde kayda değer bir değişim olmadığı, S1'deki toplam soğutma yükünün S2'ye göre %8,9 fazla olduğu, yine S1'deki binanın yıllık soğutma enerjisi tüketiminin S2'ye göre %22 daha fazla olduğu, S2'deki binanın yıllık

ısıtma enerjisi tüketiminin ise S1'e göre %12 daha fazla olduğu belirlenmiştir.

Elde edilen sonuçlar eşliğinde aşağıdaki değerlendirmeler yapılabilir:

Isıtma ve Soğutma Yükü
Hem ısıtma hem de soğutma yükü hesaplamaları en kritik zamana göre yapılır. Isı kaybı ve ısı kazancı hesaplamaları ile ısıtma ve soğutma yükleri hesaplanır. Bulunan değerlerle cihaz seçimleri yapılır. Yani ısıtma ve soğutma yükleri cihazların kapasitelerini seçmemiz için hesaplanır (klima santrali, kombi, kazan, radyatör, klima iç ünitesi vs.).

Isıtma yükünde önemli bir değişimin olmaması ve gölgelemeye bağlı olarak soğutma yükünün azalması şu şekilde açıklanır:

Isıtma yükü hesaplamalarında en kritik tasarım anı, dış ortam sıcaklığının yıl boyunca en düşük seviyeye ulaştığı zaman olan gece zamanıdır. Bu durumda yalnızca iletim (conduction) ve taşınım (convection) yoluyla ısı kaybı yaşanır, güneş ışınımının (radiation) etkisi yoktur. Bu nedenle güneş ışınımının etkisi ve dolayısıyla gölgeleme koşulları, ısıtma yükü üzerinde bir değişiklik oluşturmaz (ASHRAE, 2021). Örneğin, Kayseri ili gibi karasal iklim özelliklerinin hâkim olduğu bir bölgede, gece saatlerinde güneşin etkisinin olmadığı -15 °C dış hava sıcaklığı tasarım sıcaklığı olarak alınabilir. Bu bağlamda, ısıtma yükü hesapları sabit parametrelere dayanır ve ışınım etkileri hesaba katılmaz.

Buna karşın, soğutma yükü hesaplamaları en sıcak dış hava koşullarının ve aynı zamanda güneş ışınımının en yoğun olduğu saatlerin dikkate alındığı durumlarda gerçekleştirilir. Bu nedenle, soğutma yükü belirlenirken iletim ve taşınımın yanı sıra ışınım yoluyla olan ısı kazancı da kritik rol oynar (ASHRAE, 2021). Güneş ışınımının binaya geliş açısı, binanın yönelimi, cam yüzey alanı ve mevcut gölgeleme gibi faktörler, soğutma yükünü önemli ölçüde etkiler. Gölgeleme, güneş ışınımını engelleyerek iç ortama giren ışınım kaynaklı ısı kazançlarını azaltır; bu nedenle, gölgeleme durumuna bağlı olarak soğutma yükü hesaplamaları değişkenlik gösterir.

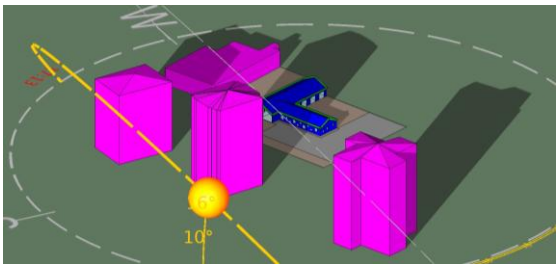
Isıtma ve Soğutma Enerji Tüketimleri
Isıtma ve soğutma enerji tüketimlerindeki değişim şu şekilde açıklanır:

Isıtma ve soğutma enerjisi tüketimi, yük değerlerinden farklı olarak, belirli bir zaman aralığında (örneğin bu yapı için: bir yıl içinde 08:00-18:00 çalışma saatleri) iç ortam konfor şartlarını sürdürebilmek için harcanan toplam enerji miktarını ifade eder. İç ortam sıcaklığının sabit bir değer (örneğin 20 °C) civarında tutulabilmesi için, dış ortam sıcaklığının düşük olduğu günlerde daha fazla ısıtma enerjisine ihtiyaç duyulur. Aynı şekilde, dış ortam sıcaklığının yüksek olduğu ve güneş ışınımının etkili olduğu zamanlarda da iç ortamın soğutulması için daha fazla enerji tüketilir (ASHRAE, 2021).

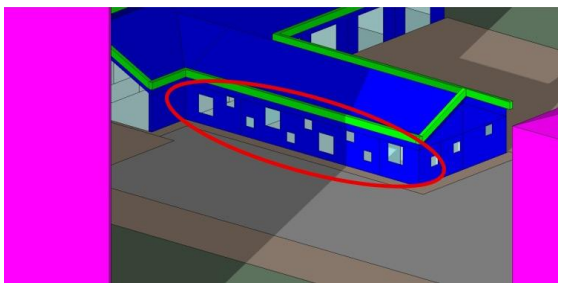
Kış mevsiminde, gündüz saatlerinde güneş ışınımının olması, özellikle güneye bakan cephelerde yer alan pencereler aracılığıyla iç mekâna ışınım yoluyla ısı kazancı sağlar. Ayrıca, güneye bakan dış duvar yüzeyleri güneş ışınımını absorbe eder, bu enerjiyi bünyesinde depolar ve iletim yoluyla iç mekâna ısı transfer eder. Bu pasif güneş kazançları, binanın ısıtma enerji ihtiyacını azaltır. Ancak gölgeleme olduğunda, söz konusu ışınım kazançları azalır; bu da daha fazla ısıtma enerjisi tüketimine yol açar.

Soğutma enerjisi tüketimi açısından durum tersidir. Yaz aylarında veya sıcak dönemlerde güneş ışınımı iç mekânda aşırı ısınmaya sebep olur. Bu nedenle gölgeleme, güneş kaynaklı ısı kazançlarını sınırlayarak soğutma enerjisi tüketimini azaltmada önemli bir rol oynar. Yani, güneş ışınımı ve gölgeleme durumu, enerji tüketim analizlerinde önemli belirleyicilerdir.

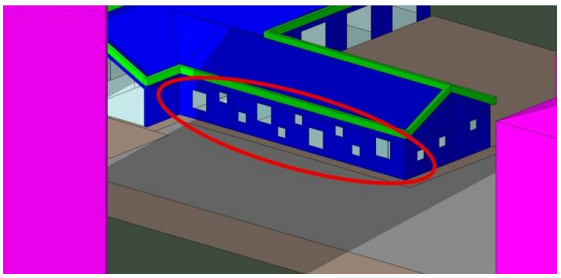
Enerji Tüketimi Etkisinin İrdelenmesi
Gölgelemenin bina enerji tüketimindeki değişimine etkisi, binanın Kütüphane bölümünün güney cephesindeki yüzeyin 30 Kasım günündeki (ısıtma ihtiyacının olduğu gün) değişimiyle daha iyi anlaşılabilmektedir. Aşağıdaki grafiklerde 30 Kasım gününde saat 09:30 ile 12:30 arasında bahsi geçen yüzeyin kaldığı gölgelemeyi göstermektedir.



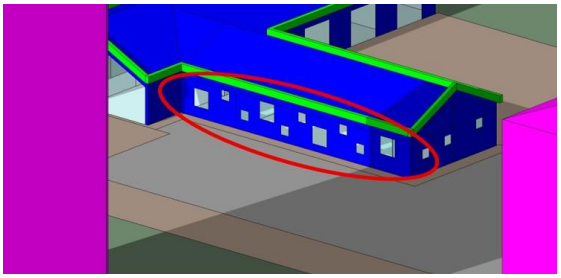
Şekil 5. Binanın Gölgelemeye Maruz Kalması



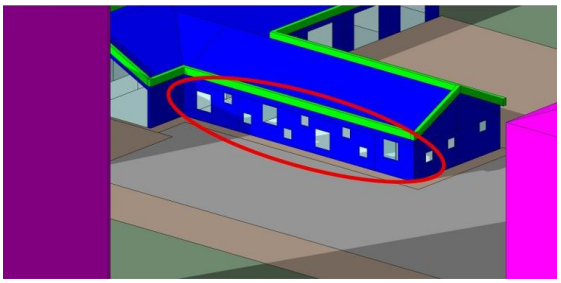
Şekil 6. Saat 09:30



Şekil 7. Saat 10:30

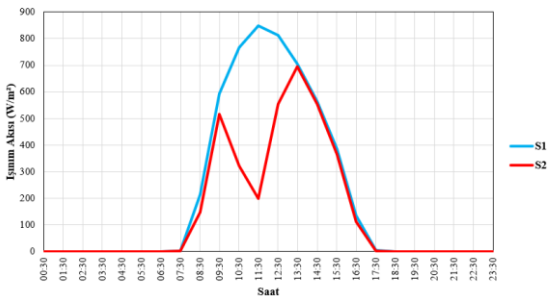


Şekil 8. Saat 11:30

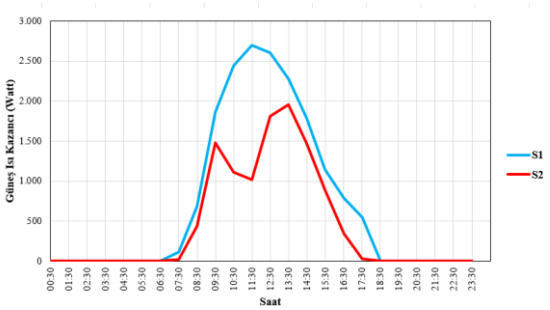


Şekil 9. Saat 12:30

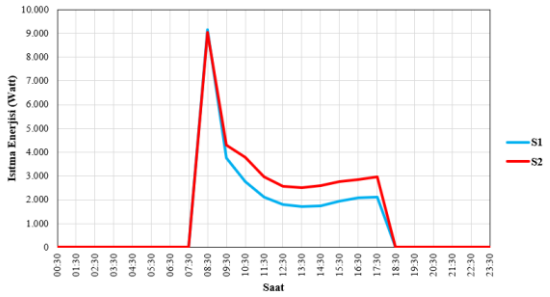
Gölgeleme etkisiyle, yüzeye etkiyen ışınım akısının 09:30-11:30 saatleri arasında düşüşe geçtiği, Kütüphane mahallinin güneş ısı kazanımının da gün boyu azaldığı Şekil 10 ve 11'de görülmektedir. Yine Şekil 12'de güneşten sağlanan ısı kazancının azalmasından dolayı, ısıtmaya harcanan enerjide de artışa neden olduğu açıkça görülmektedir.



Şekil 10. Yüzeye Etkiyen Işınım Akısı



Şekil 11. Kütüphane Mahallinin Isı Kazancı



Şekil 12. Kütüphane Mahallinin Isıtma Enerjisi

Elde edilen bulgular göstermektedir ki, gün ışığına maruz kalmanın azaldığı binalarda toplam soğutma yükleri ve soğutma enerjisi tüketimlerinin azaldığı, ancak ısıtma enerjisi tüketiminin ise arttığı tespit edilmiştir.

Bina tasarımı aşamasında enerji tüketimi gözönünde bulundurulduğunda, binanın kullanılacağı iklim bölgesi de önem arz etmektedir. Bundan dolayı soğuk iklim bölgelerinde ısıtma maliyetleri, sıcak iklim bölgelerinde de soğutma maliyetleri öne çıkar.

ÖNERİLER

Analizi yapılan kütüphane binası, Türkiye'nin soğuk iklim kuşağında yer almakta olup, çevresindeki yüksek yapılar ve kendi mimari geometrisi nedeniyle kışın gölgeleme etkisine maruz kalmaktadır. Ancak bu tür yapılarda, özellikle soğuk mevsimlerde daha fazla güneş ışınımı alınması, pasif ısıtma potansiyelini artırarak ısıtma enerjisi tüketiminin azaltılmasına katkı sağlayabilir. Bu etkiyi optimize edebilmek için, dikey pencere alanlarının görüş konforu kriterleri gözetilerek tasarlanmasının yanı sıra, çatı penceresi gibi açıklıkların da yapı tasarımına entegre edilmesi, gölgeleme etkisini azaltarak kış aylarında güneş kazançlarının artırılmasına olanak tanıyabilir. Bununla birlikte, yaz mevsiminde meydana gelebilecek aşırı ısı kazançlarının önüne geçmek amacıyla, kullanıcı kontrollü hareketli gölgeleme sistemleri de tasarlanabilir. Bu yaklaşımlar, bina kabuğunun pasif güneş kazanımlarından maksimum düzeyde faydalanmasını sağlarken, yıl boyunca enerji verimliliğini artırmayı da sağlar. Bu durumun yanı sıra gün ışığından faydalanılarak aydınlatma enerjisi tüketimini de azaltmak mümkündür.

Bir diğer konuda ülkemizde bu tür yazılımlarda olan gelişmelerdir. Türkiye'de binaların enerji tüketim analizleri ve Enerji Kimlik Belgesi (EKB) düzenlenmesi amacıyla BEP-TR yazılımı kullanılmaktadır. Bu yazılımda, IESVE benzeri biçimde bina geometrisi ve bina bileşenlerinin termal özellikleri tanımlanabilmektedir. Ancak BEP-TR'de, yapının çevresindeki diğer yapılar ya da enerji tüketimini etkileyebilecek gölgeleme oluşturan elemanlar modellenememektedir. Dolayısıyla, bu çalışmada ele alınan gölgeleme etkisi BEP-TR yazılımı aracılığıyla değerlendirilememektedir. Bina enerji performansının daha doğru analiz edilebilmesi ve çevresel etkenlerin dikkate alınabilmesi açısından, BEP-TR yazılımının bu tür parametreleri kapsayacak şekilde geliştirilmesi gerekmektedir.

Bunun yanı sıra analiz için kullanılan IESVE yazılımı, saatlik, haftalık, aylık ve formülasyon temelli kullanıcı tanımlı profil seçenekleri sunarak bina enerji simülasyonlarında esnek veri tanımlamaları yapılmasına imkân tanımaktadır. Ayrıca, gölgeleme etkilerinin detaylı biçimde termal hesaplamalara entegre edilebilmesi, yazılımın önemli avantajları arasında yer almaktadır. Ancak, yazılımın etkin bir şekilde kullanılabilmesi için hem mimari tasarım hem de makine mühendisliği alanlarında bilgi sahibi olunması gerekmektedir. Bununla birlikte, modelleme sürecinde kullanıcıdan çok sayıda parametrenin ayrıntılı biçimde tanımlanması talep edilmekte olup, bu durum yazılımın kullanımını oldukça karmaşık hale getirmektedir.

TEŞEKKÜR

Bu çalışmada bana desteklerini hiç esirgemeyen değerli eşime, danışman hocama ve Çocuk Kütüphanesi çalışanlarına teşekkür ederim.

KAYNAKLAR

Abu-Hijleh B., Jaheen N., 2019, Energy and economic impact of the new Dubai municipality green building regulations and potential upgrades of the regulations, *Energy Strategy Reviews*, 24, 51-67.

Ahmad R. M., Reffat R. M., 2018, A comparative study of various daylighting systems in office buildings for improving energy efficiency in Egypt, *Journal of Building Engineering*, 18, 360-376.

Albatayneh A., Albadaineh R., Juaidi A., Abdallah R., Zabalo A., Manzano-Agugliaro F., 2022, Enhancing the Energy Efficiency of Buildings by Shading with PV Panels in Semi-Arid Climate Zone, *Sustainability*, 14(24).

Ashmawy R. E., Azmy N. Y., 2018, Buildings Orientation and its Impact on the Energy Consumption, *The Academic Research Community Publication*, 2(3), 35-49.

ASHRAE, *Handbook-Fundamentals*, 2021, Chapter 18: Nonresidential Heating and Cooling Load Calculations, Heating Load Calculation, p. 18.16-30.

ASHRAE, *Handbook-Fundamentals*, 2021, Chapter 19: Energy Estimating and Modeling Methods, General Considerations, p.19-1.

Baş H., 2024, Energy-efficient house design in the mediterranean climate, *E3S Web of Conferences*, 546.

Çevre, Şehircilik ve İklim Değişikliği Bakanlığı, 2008, *Binalarda Enerji Performans Yönetmeliği*.

Çevre, Şehircilik ve İklim Değişikliği Bakanlığı, 2022, *Binalar ile Yerleşmeler İçin Yeşil Sertifika Yönetmeliği*.

Dagher S., Akhozheya B., Slimani H, 2022, Energy analysis studying the effect of solar shading on daylight factors and cooling hours in an extreme weather, *Energy Reports*, 8, 443-448.

Freewan A. A. Y., 2022, Energy-Efficient Solutions Depending on Building Forms Design with Tilted South and North Facades, *Buildings*, 12(6).

Jiang Y., Qi Z., Ran S., Ma Q., Dewancker B. J., Gao W., 2024, A Study on the Daylighting, Energy Consumption, and Climate Adaptability of Curved Mesh Shading Based on the Parametric Performance Design Method, *Sustainability*, 16(13).

Lee J., Boubekri M., 2020, Impact Of Daylight Exposure On Health, Well-Being And Sleep Of Office Workers Based On Actigraphy, Surveys, And Computer Simulation, *Journal of Green Building*, 15 (4): 19-42.

Lim T., Yim W. S., Kim D. D., 2020, Evaluation of daylight and cooling performance of shading devices in residential buildings in South Korea, *Energies*, 13(18).

Mousavi S. M. R., Mohammadi S. M. H., Jahanshahi Javaran E., 2025, Effect of Shading Devices on an Office Building Energy Consumption in Hot Arid Climate: A Case Study for Kerman, *Iranica Journal of Energy and Environment*, 16(1), 90-101.

Türk Standartları Enstitüsü, 2022, TS EN 17037, *Binalarda gün ışığı*

Xu Y., Bo R., Chang W. S., Guo H., Shao, Y., 2022, The Use of Horizontal Shading Devices to Alleviate Overheating in Residential Buildings in the Severe Cold Region and Cold Region of China, *Buildings*, 12(4).

İnternet, 2025, https://www.iesve.com/software/software-validation.

DETERMINING THE OPTIMUM BINARY FLUID GEOTHERMAL SUPERCRITICAL BINARY CYCLE BY USING GENERALIZED LEE KESLER EOS

M. Turhan ÇOBAN

School of Engineering, Department of Mechanical Engineering; Piri Reis University, Tuzla, Istanbul, **TURKEY**
e-mail: mtcoban@pirireis.edu.tr
web: www.turhancoban.com

1. SUMMARY

Selection of correct secondary fluid to obtain maximum possible cycle efficiency in a geothermal binary supercritical Rankine cycle. Nowadays this cycle is also called organic rankine cycle eventhough the secondary fluid can be inorganic in nature. Cubic equation of states such as Soawe and Peng-Robinson, Lee-Kesler and Schereiber-Pitzer EoS can be written in general form as a function of Pitzer acentric factor. Pitzer acentric factor is defined for reduced temperature $T_r=T/T_c$ =0.7 as a function of reduced vapor pressure $P_{vpr}(T_r)$ by the following formula: w =-log [$P_{vpr}(T_r=0.7)$]-1.0 . Out of this equation of states Lee-Kesler & Schereiber-Pitzer EoS are better candidates to give accurate results as a general form of EoS due to fact that they are derived from Benedict Webb-Rubin EoS. They are basically curve fitting equations to several reference fluids by using Pitzer's acentricity factor as a variable. A rich list of curve fitting reference fluids, including hydrocarbons and other gases, are used to obtain curve fitting coefficients. In this study geothermal binary supercritical rankine cycle is modelled by using Lee-Kesler EoS and cycle is optimized by using stochastic optimisation methods for the to Pitzer acentric factor to give the maximum possible cycle efficiency values for the given conditions. Optimal Pitzer acentric factor is compared with the acentric factor of the actual secondary fluids and the closest candidates are selected to be utilised in actual cycle.

KEYWORDS: Thermodynamics Lee-kesler EoS, geothermal energy, binary Rankine cycle, organic Rankine cycle stochastic optimisation

2. LEE KESLER EQUATION OF STATES

Benedict-Webb-Rubin (BWR) equation of state is one of the most successful equation of state. We

will look at utilisation of this equation of state in later stages. The success of the original BWR equation of state has led to a number of studies wherin the modified form of the equation has been generalised to apply to many types of compounds. Lee and Kesler developed a modified form of BWR. This equation of state is developed based on two reference fluids, the first one is called simple fluid (accentricity factor ω =0) and those of n-octane as a reference fluid. Asume that $Z=\frac{PV}{T}$ compressibility factor is to be calculated for a fluid at some temperature and pressure. First using critical properties of this fluid, determine $T_r=\frac{T}{T_{crit}}$ and $P_r=\frac{P}{P_{crit}}$ reduced temperature and pressure. Then determine an ideal reduced volume of a simple fluid with

$$\frac{P_r V_r^{(0)}}{T_r}=1+\frac{B}{V_r^{(0)}}+\frac{C}{(V_r^{(0)})^2}+\frac{D}{(V_r^{(0)})^5}+\frac{c_4}{T_r^3(V_r^{(0)})^2}\left[\beta+\frac{\gamma}{(V_r^{(0)})^2}\right]\exp\left[-\frac{\gamma}{(V_r^{(0)})^2}\right] \quad (2.1)$$

where

$$B=b_1-\frac{b_2}{T_r}-\frac{b_3}{T_r^2}-\frac{b_4}{T_r^3} \quad (2.2) \quad C=c_1-\frac{c_2}{T_r}+\frac{c_3}{T_r^3} \quad (2.3)$$

$$D=d_1-\frac{d_2}{T_r} \quad (2.4) \quad V_r^{(0)}=\frac{P_c V^{(0)}}{RT_c} \quad (2.5)$$

Properties of simple and reference fluid(n-octane) is given in table 2.3.1

Tablo 2.3.1 Lee Kesler coefficients for simple and reference fluids

Constants	Simple fluid	Referance fluid
b_1	0.1181193	0.2026579
b_2	0.265728	0.331511
b_3	0.154790	0.027655
b_4	0.030323	0.203488
c_1	0.0236744	0.0313385
c_2	0.0186984	0.0503618
c_3	0.0	0.016901
c_4	0.042724	0.041577
$d_1 \times 10^4$	0.155488	0.48736
$d_2 \times 10^4$	0.623689	0.0740336
□	0.65392	1.226
□	0.060167	0.03754

Next, using the same reduced temperature and pressure $V_r^{(R)} = \frac{P_c V^{(R)}}{RT_c}$ for reference fluid is solved by using the same basic Lee-Kesler equation

$$\frac{P_r V_r^{(R)}}{T_r} = 1 + \frac{B}{V_r^{(R)}} + \frac{C}{(V_r^{(R)})^2} + \frac{D}{(V_r^{(R)})^5} + \frac{c_4}{T_r^3 (V_r^{(R)})^2}\left[\beta + \frac{\gamma}{(V_r^{(R)})^2}\right] \exp\left[-\frac{\gamma}{(V_r^{(R)})^2}\right] \quad (2.6)$$

then compressibilty factors for both simple and reference fluids are calculated.

$$Z^{(0)} = \frac{P_r V_r^{(0)}}{T_r} \quad (2.7) \qquad Z^{(R)} = \frac{P_r V_r^{(R)}}{T_r} \quad (2.8)$$

The compressibility factor Z for the fluid of interest is then calculated by

$$Z = \frac{Pv}{RT} = Z^{(0)} + \left(\frac{\omega}{\omega_R}\right)(Z^{(R)} - Z^{(0)}) \quad (2.9)$$

Where accentricity factor $\omega_R = 0.3978$. In hydrocarbon calculations primary error of the equation is in the range of less than 2% for both vapor and liquid phases.

If T and V values are given, finding of P is as defined above, but if T and P is given and finding of V is required, then a numerical root solving methods should apply to get a solution of the equation. This equation has a capacity to predict both liquid and gas phases, but in root solving of V it causes a problem of initial guess estimation due to big differences between liquid and gas values of specific volumes. Additional search methods combining with simpler equation of states volume estimation such as Peng-Robinson equation of states should be involve for an accurate estimation process. It should be note that while one real root of cubic equation of states given liquid volume, the second one will give the volume of the gas state.

Prediction of the rest of the thermodynamic properties by Lee-Kesler method

Equation of states gives us prediction capability of unknown variable when two of the three T, v, P thermodynamic properties are given. But in thermal design further thermodynamic properties may also be required. Enthapy of a real gas is function of pressure and temperature and can be expressed as follows:

$$H = f(P, T) \quad (2.10)$$

$$dH = \left(\frac{\partial H}{\partial P}\right)_T dP + \left(\frac{\partial H}{\partial T}\right)_P dT \quad (2.11)$$

$$H_2 - H_1 = \int_{P_1}^{P_2} \left(\frac{\partial H}{\partial P}\right)_{T_1} dP + \int_{T_1}^{T_2} \left(\frac{\partial H}{\partial T}\right)_{P_2} dT \quad (2.12)$$

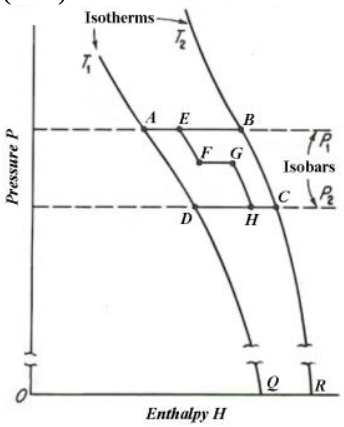


Figure 2.1 Enthalpy change calculation process

In here, temperature kept constant at T_1 and enthalpy change for pressure difference calculated between some very low reference pressure p^0 and P_1, then entalpy difference at p^0 pressure is calculated. Since the reference pressure is low, ideal gas enthalpy difference can be applied between temperatures T_1 and T_2 to calculate entalpy change, and then temperature is kept constant at T_2 and enthalpy change for pressure difference is calculated. Process is shown in the figure 2.3.1

$$\Delta H = \int_{P_1}^{P^0} \left(\frac{\partial H}{\partial P}\right)_{T_1} dP + \int_{T_1}^{T_2} C_P^0 \, dT + \int_{P^0}^{P_1} \left(\frac{\partial H}{\partial P}\right)_{T_2} dP \quad (2.13)$$

$$\Delta H = (H^0 - H_{P_1})_{T_1} + \int_{T_1}^{T_2} C_P^0 \, dT - (H^0 - H_{P_2})_{T_2} \quad (2.14)$$

In equation (2.14) the terms $(H^0 - H_{P_1})_{T_1}$ and $(H^0 - H_{P_2})_{T_2}$ functions indicated enthalpy changes at constant temperatures T_1 and T_2 between reference and working pressures. These type of functions are called departure functions, and since they are only function of pressure, they can be listed as tables as well. They indicated departure of the enthalpy from ideal gas state.

Other thermodynamic departure functions

Similar to entalpy functions, departure functions can be calculated for other thermodynamic functions as well for a defined low pressure reference state.

$$G - G^0 = \int_{P^0}^{P} V dP + \int_0^P V dP = \int_0^P \left(V - \frac{RT}{P}\right) dP + RT \ln\left(\frac{P}{P^0}\right) = RT \int_0^P (Z - 1) d \ln P + RT \ln\left(\frac{P}{P^0}\right) \quad (2.$$

15)

$$S - S^0 = \frac{-\partial}{\partial T}(G - G^0)_P = R\int_0^P \left[1 - Z - T\left(\frac{\partial Z}{\partial T}\right)_P\right] d\ln P - R\ln\frac{P}{P^0}$$

(2. 16)

In this equations Z, T and P functions are defined by Lee-Kesler equation, after calculating Gibbs free energy and entropy, the remaining thermodynamic properties can be easily defined from these relations

$$H - H^0 = (G - G^0) + T(S - S^0) \qquad (2.3\ 17)$$

$$U - U^0 = (G - G^0) + T(S - S^0) - RT(Z - 1) \qquad (2.\ 18)$$

Table 3.1 Pitzer acentric factor and critical properties of refrigerants.

Refrigerant	**□1**	**□2**	**Tc**	**Pc**	**Tb**
			degree K	**kPa**	**degree K**
R732	0.011538	0.022194	154.58	5043	90.19
R728	0.026542	0.036981	126.19	3395.8	77.35
R1150	0.079724	0.088719	282.4	5040	169.3
R170	0.092396	0.101757	305.33	4871.8	184.552
R1270	0.137288	0.143055	365.57	4664.6	225.46
R290	0.147561	0.152153	369.89	4251.2	231.036
R12	0.176063	0.179482	385.12	4136.1	243.398
R600a	0.180296	0.183284	408	3654.89	261.359
R600	0.196081	0.201976	425.13	3796	272.6
R22	0.220363	0.220812	369.295	4990	232.34
R508B	0.221304	0.227338	287.15	3926	184.88
R142b	0.228494	0.237974	410.2	4124	263.41
R113	0.248778	0.249272	487.45	3390	320.71
R402B	0.216176	0.250981	355.76	4445.4	226.01
R717	0.261978	0.257255	405.4	11333	239.823
R143a	0.258395	0.2615	345.857	3761	225.909
R23	0.263897	0.266503	299.07	4836	191.12
R402A	0.234888	0.266798	348.65	4134.7	224.24
R152a	0.273061	0.275231	386.41	4516.8	249.127
R1234yf	0.274233	0.276012	367.85	3382.2	243.7
R32	0.274454	0.276906	351.255	5782	221.499
R123	0.282364	0.282616	456.831	3668	301
R507A	0.28434	0.285847	343.767	3705	226.409
R124	0.284813	0.287096	395.62	3634	261.06
R401B	0.198696	0.287182	379.25	4681.5	238.48
R401A	0.200232	0.291999	381.16	4603.8	240.18
R410A	0.293784	0.296206	344.508	4902.6	221.707
R125	0.304998	0.305168	339.173	3617.7	225.06
R134a	0.326863	0.326858	374.21	4059.3	247.076
R718	0.355926	0.344269	647.1	22064	373.124
R407C	0.242864	0.355046	359.89	4619.1	229.59
R744	0.410067	0.410067	304.128	7377.3	194.75
R404A	0.293784	0.420703	344.508	4902.6	221.707

And finaly departure function of Helmholts free energy will be :

$$A - A^0 = (G - G^0) - RT(Z - 1) \qquad (2.\ 19)$$

If Lee-Kesler equation of state is substituted into the

above equations, the equations for simple fluid will take the following forms:

$$\left(\frac{H-H^0}{RT_c}\right)^{(0)} = -T_r\left[Z^{(0)}-1 - \frac{b_2+2b_3/T_r+3b_4/T_r^2}{T_r(V_r^{(0)})}\right] - T_r\left[\frac{c_2-3c_3/T_r^2}{2T_r(V_r^{(0)})^2}+\frac{d_2}{5T_r(V_r^{(0)})^5}+3E\right]$$

$$E=\frac{c_4}{2T_r^3\gamma}\left\{\beta+1-\left[\beta+1+\frac{\gamma}{(V_r^{(0)})^2}\right]\exp\left[-\frac{\gamma}{(V_r^{(0)})^2}\right]\right\}$$

(2.20)

When reference state and simple fluid state concept of Lee-Kesler equation is applied, the actual departure function is found as:

$$\frac{H-H^0}{RT_c}=\left(\frac{H-H^0}{RT_c}\right)^{(0)}+\frac{\omega}{\omega_R}\left[\left(\frac{H-H^0}{RT_c}\right)^{(R)}-\left(\frac{H-H^0}{RT_c}\right)^{(0)}\right]$$

(2.21)

Similarly for entropy function;

$$\frac{S-S^0}{R}=\left(\frac{S-S^0}{R}\right)^{(0)}+\frac{\omega}{\omega_R}\left[\left(\frac{S-S^0}{R}\right)^{(R)}-\left(\frac{S-S^0}{R}\right)^{(0)}\right]$$

(2. 22)

3. GENERALIZING LEE KESLER EQUATION OF STATES FOR PITZER ACENTRIC FACTOR FORM

In order to express Lee-Kesler EOS only as a function of Pitzer's acentric factor, several genaralizations should be applied. It should be note that an equation of state that can be applied every kind of fluids without any limitations might not be possible. In this study common refrigerants are taken as the base of study.

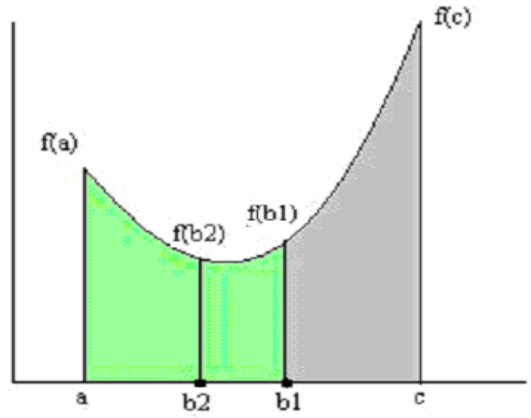


Figure 3.1 Critical temperature as a function of boing temperature(P=101.325 kPa)

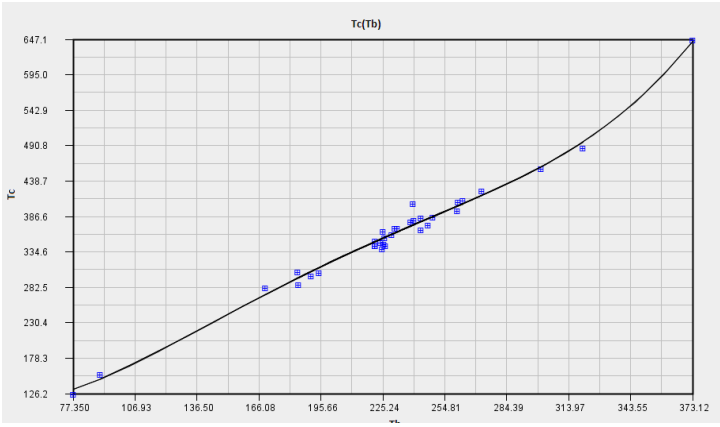


Table 3.2 Polynomial function coefficients for critical temperature(degree K) as a function of boiling temperature (degree K)

	Ci
C_0	146.9936237
C_1	-2.016491881
C_2	0.031668431
C_3	-1.16E-04
C_4	1.478587819936754E-7;

The following general equation sets are used to generalize the equations:

Critical temperature

$T_c=\sum_{n=0}^{4} C_n T_b^n$ (3.1)

Critical compression ratio:

$Z_c=0.291-0.08\omega$ [1] (3.2)

Basic acentric factor definition:

$\omega=-\log_{10}\left[P_{vpr}(T_r=0.7)\right]-1$ (3.3) where

$P_{vpr}=P_{vp}/P_c \quad T_r=T/T_c=0.7$

P_{vp} is vapor pressure, P_c and T_c are critical pressure and temperature respectively.

Pitzer Lee_Kesler vapor pressure equation [1] :

$$\ln\left(\frac{P_{vr}}{P_c}\right)=f^{(0)}(T_r)+\omega f^{(1)}(T_r) \quad (3.3)$$

$$f^{(0)}(T_r)=5.92714-6.09648/T_r-1.28862*\ln(T_r)+0.169347*T_r^6 \quad (3.4)$$

$$f^{(1)}(T_r)=15.2518-15.6875/T_r-13.4721*\ln(T_r)+0.43577*T_r^6 \quad (3.5)$$

Where $T_r=T/T_c$by settting P_{vp}=P_b= 101.325 kPa=1 atm T=T_b is called boiling temperature and the ratio

$T_r=\theta=T_b/T_c$

$\omega=\left[\ln(P_c)-f^{(0)}(\theta)\right]/f^{(1)}(\theta)$ (3.6)

Other alternative equations can also be given as:

Edmister equation:

$\omega=\frac{3}{7}\frac{\theta}{1-\theta}\log_{10}P_c-1$ [2] (3.7)

Daniel et al. Equation:

$\omega=\frac{0.3(0.2803+0.4789\theta)}{(1-\theta)(0.9803-0.5211\theta)}\log_{10}P_c-1$ [3] (3.8)

Addition to these following relation is given

$V_c = V_b[1.981 + 0.422 \log_{10}(P_c/P_b)]$ [4]
(3.9)
It should be also note that
$P_c = \frac{Z_c R T_c}{V_c}$ (3.10)
These equations can be arranged together to solve critical values as a function of ω, Pitzer acentric factor.

4. THERMODYNAMIC CYCLE: SUPERCRITICAL GEOTHERMAL BINARY RANKINE CYCLE

Binary geothermal power plants operates with standard rankine cycle, with a working fluid lower boiling temperature compare to water so that it will evaporate in lower temperatures. The name organic rankine cycle (ORC) is also commonly used for this cycles, eventhough secondary fluid might not be organic in nature. The basic reason to utilize supercritical cycle is the maximize heat exchanger (preheater-evaporator-superheater) performance

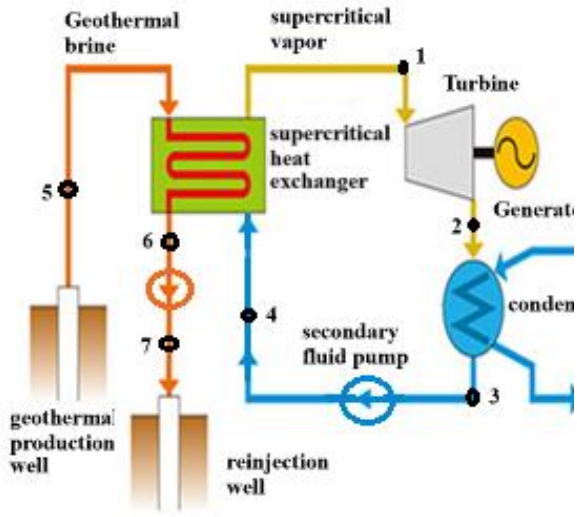


Figure 4.1 Flow diagram a simple binary (ORC) cycle geothermal power plant

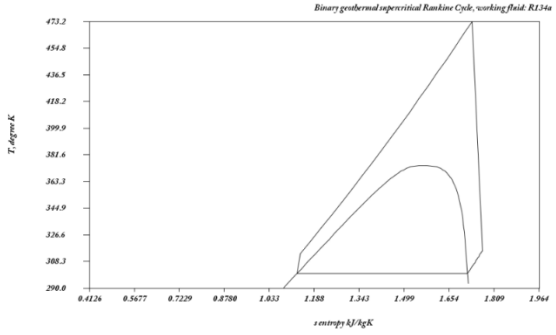


Figure 4.2 T-s diagram of a simple supercritical binary cycle with working fluid of R134a

In simple rankine cycle pressurised secondary fluid heated up in supercritical heat exchanger by geothermal brine, then expands in a turbine and gives power output. Expanded secondary fluid condensed in a condenser and repressurised by using a secondary fluid pump. Meanwhile geothermal brine from the production well send to heat exchanger. Geothermal brine output can be utilize for heating purposes and then reinject back to underground by using a reinjection pump.

$W_{pump} = m(h_4 - h_3)$ (4.1)
$W_{isentropicpump} = m(h_{4s} - h_3)$ $s_{4s} = s_3$ (4.2)
$\eta_{isentropic\ pump} = \frac{W_{isentropicpump}}{W_{pump}}$ (4.3)
$Q_{boiler} = m(h_1 - h_4)$ (4.4)
$W_{turbine} = m(h_1 - h_2)$ (4.5)
$W_{isentropic\ turbine} = m(h_1 - h_{2s})$ $s_1 = s_{2s}$ (4.6)
$\eta_{isentropic\ turbine} = \frac{W_{turbine}}{W_{isentropicturbine}}$ (4.7)

In normal cycle evaluation an equation of state that specified for the secondary fluid to be utilized in the cycle, bu since our aim is to select optimum secondary fluid the generalized LK EoS will be used.

5. OPTIMISATION

One dimensional Fibbonnachi or Golden search method will be utilized for solution

Series 0,1,1,2,3,5,8,13,21,34,… is called fibonnachi series. General definition is in the form of

$$F(n) = F(n-1) + F(n-2)$$
$$F(0) = 0$$
$$F(1) = 1$$

For the big fibonnaci terms the ration of two following fibonnachi number becomes constant. This constant is known as golden ratio,

$$R = \lim_{n\to\infty} \frac{F(n-1)}{F(n)} = \frac{\sqrt{5}-1}{2} = 0.618033989$$

If a minimum being searched in a given region (a,c). In order to determine if a minimum is existed, region should be divided up into three sub-regions. This requires avaluation of two intermediate data points. Neigbors of the minimum point remains and the third region is eliminated. In the new avaluation a new two points will be required. Golden ratio is given us a fine property so that one of the selected points will always be one of the new search point. So that only one new point will be evaluated in each step of the evaluation.

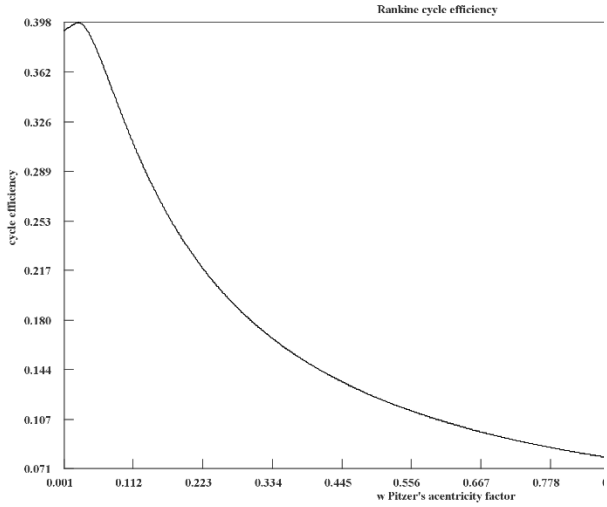
Golden ratio search
If minimumin in region [a,c] is required
The length of the region will be d0=(c – a) .
Then b1 is taken as b1=a+d0*R
And b2 is taken as b2 = c – d0*R = a + d0*R^2

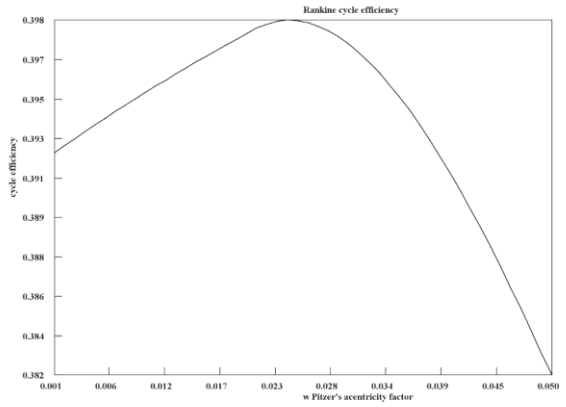
And if it is assumed that minimum is in point b2, region (b1-c) will be thrown. Our new region will be d1=d0*R olacağından
new b1 is taken as $b1=a+d1*R=a+d0*R^2$ which is the same as previous b2.
New b2 is taken n as $b2 = c - d1*R = a + d1*R^2 = a + d0*R^3$.

Since one of the point is the same, evaluation of only one new point is required for each iteration step

RESULTS AND DISCUSSION

Before going starting to optimization of Rankine cycle efficiency as a function of Pitzer's and acentricity function, graphical change is investigated for a specific case study. In this case turbine inlet temperature T_1=300 ℃, P_1=50 bar, P_2=1 bar.





This is confirmed by using golden search optimization program.

```
---------- Capture Output ----------
> "D:\co\java17\bin\javaw.exe"
golden_rankine_LK
 optimisation value  : 0.024151326788139384
Function value : -0.39841871408067764
> Terminated with exit code 0.
```

Eventhough a maximum efficiency value is existed, for selection in the wider range of fluids the basic selection criteria is appeared to be selecting small pitzer number fluid. If the definition of Pitzer's acentrycity function definition

$$\omega = -\log_{10}\left[P_{vpr}(T_r = 0.7)\right] - 1 \qquad (3.3)$$ where
$P_{vpr} = P_{vp}/P_c \quad T_r = T/T_c = 0.7$
That basically means of minimum value of boiling pressure to critical pressure ratio.

Program codes:
Program codes can be obtained from www.turhancoban.com address as file SCO.rar. This address includes programs for this analysis and a few of additional thermodynamic, heat transfer & numerical analysis routines.

LK1.java Lee-Kesler equation of State
if_x.java : General function interface
rankineLK.java: 2 stage refrigeration cycle utilizes Lee-Kesler EoS
golden_rankine_LK : golden (Fibbonachi) search optimization algorithm

6. REFERENCES

1.0 Numerical Thermodynamics, M. Turhan COBAN, www.turhancoban.com
2.0 Xin-She Yang, Engineering Optimisation, An introduction with Metaheuristic applications, John Willey & Sons , 2010, ISBN 978-0-470-58246-6
3.0 Robert C. Reid , John M. Prausnitz ; The Properties of Gases & Liquids , Mc-Graw Hill, Fourth edition, ISBN 0-07-0511799-1
4.0 [5] LEMMON, E.W., MCLINDEN, M.O. and HUBER, M.L, NIST Standard Reference Database 23, NIST
5.0 INTERNATIONAL STANDART ISO 17584 Refrigerant Properties, Reference numarası ISO 17584:2005(E)

6.0 Pitzer K. S., The volumetric and thermodynamic properties of fluids I. Theorical basis and Virial coefficients. J. Am. Chem. Soc. 1955, 77,3227

7.0 Pitzer K. S.;Lippmann, D. M. ;Curl R. F.Huggins, C. M; Peterson, D. E. The volumetric and thermodynamic properties of fluids II. Vapor pressure and entropy of vaporisation. J. Am. Chem. Soc. 1955, 77,3433

8.0 Chen D. H.;Dinivahi M. V.; Jeng C. Y. New Acentric Factor Correlation Based on the Antoine Equation. Ind. Eng. Chem. Res. 1993, 32, 241-244

9.0 Hakuta T.; Hırata M. Estimation of Critical Constants. Journal of Chemical Engineering of Japan, Vol. 3, No 1, 1970

10.0 Lee B. I; Kesler, M. G. A Generalised Thermodynamic Correlation Based on Three-parameter Corresponding States AIChEJ. 1975, 21 (3) 510

ULIBTK'25 Uluslararası Katılımlı 25. Isı Bilimi ve Tekniği Kongresi
10-12 Eylül 2025, ADANA

HABERLEŞME UYDULARI İÇİN ISIL KONTROL SİSTEMİ TASARIM YAKLAŞIMI

Murat BULUT* ve Nedim SÖZBİR**
* Düzce Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü, 81620 DÜZCE, muratbulut@duzce.edu.tr
** Düzce Üniversitesi, Rektör, 81620 DÜZCE, nedimsozbir@duzce.edu.tr

Özet: Uzay araçları, ısıl tasarım mühendislerine benzersiz bir dizi sorun sunarken, aynı zamanda fırlatma aracının kısıtlamaları da taşınabilecek kütleyi ve dolaylı olarak kullanılabilir elektrik gücünü ciddi şekilde sınırlamaktadır. Uzay aracındaki ana ısı yükü, dünya yörüngesinde ortalama akı yoğunluğu 1372 W/m^2 olan ve görünür dalga boylarında zirveye ulaşan güneş ışınımıdır. Diğer ısı yükleri çoğunlukla dolaylı olarak güneşten kaynaklanır. Bunlar arasında, uydunun yörüngesinde bulunduğu gezegenin (genellikle Dünya) güneş enerjisini yansıtması ve yeniden yayması olan gezegen albedosudur. Diğer önemli ısı yükü ise uzay aracındaki elektronik ekipmanın ısıl yükü dağılımıdır. Bu ısı kaynaklarının yanı sıra, uzay aracı mutlak sıfıra yakın bir radyasyon emici sıcaklığa sahip derin uzay ile çevrilidir. Bu makale, tasarımcının yer sabit yörünge uzay aracındaki bu zorlu ısıl sorunları nasıl aştığını incelemektedir.

Anahtar Kelimler: Uzay aracı, Haberleşme, Çok katmanlı yalıtım battaniyesi, Isı borusu.

THERMAL CONTROL SYSTEM DESİGN APPROACH FOR COMMUNİCATİON SATELLİTES

Abstract: Spacecraft present the thermal design engineer with a unique set of problems, and at the same time launch vehicle constraints severely limit the mass that can be carried and indirectly the electrical power available. The principal heat load on a spacecraft is radiation from the sun which has a mean flux density of 1372 W/m2 at the earth's orbit and peaks at visible wavelengths. Other heat loads mostly derive indirectly from the sun including planetary albedo and planet shine which are the reflection and reradiation of solar energy from the planet (usually Earth) about which the satellite is orbiting. The other major heat load is the thermal dissipation of the electronic equipment on board. Apart from these heat sources, the spacecraft is surrounded by deep space at a radiation sink temperature close to absolute zero. This article looks at how the designer overcomes these formidable thermal problems on Geostationary spacecraft.

Keywords: Spacecraft, Communication, Multi Layer Insulation, Heat Pipe.

GİRİŞ

Son yıllarda haberleşme alanındaki talebin hızla artması, haberleşme uydularına yönelik ihtiyacın da belirgin şekilde yükselmesine neden olmuştur. Bu artış, daha yüksek frekans bantlarında iletişim kapasitesine ve daha fazla yük taşıma yeteneğine sahip yüksek güçlü haberleşme uydularının geliştirilmesini teşvik etmiştir. Haberleşme uydularının, yer tabanlı iletişim sistemleriyle rekabet edebilmesi için maliyet etkin hizmet sunması ve kısa teslim sürelerine sahip olması büyük önem taşımaktadır. Artan talep doğrultusunda, haberleşme uydularının güç seviyeleri 12 kW'tan 40 kW'a kadar ulaşmıştır.

Yüksek güçlü haberleşme uydularının tasarımı, gelişmiş faydalı yük teknolojilerini destekleyecek nitelikte ileri düzey bir platform (bus) teknolojisi gerektirmektedir. Bu bağlamda, termal tasarım, uydu platform konfigürasyonunun belirlenmesinde kritik bir unsur olarak öne çıkmaktadır. Ancak, geleneksel ısıl kontrol sistemleri ve tasarımları, modern yüksek güçlü haberleşme uydularında kuzey ve güney panelleri üzerinden yeterli radyasyon yüzeyi sağlanamadığı için ortaya çıkan yüksek ısıyı etkin bir biçimde dağıtamamaktadır. Bu nedenle, yüksek güçlü haberleşme uydularında ısı dağılım verimliliğini artırmak amacıyla termal tasarım yaklaşımlarının yeniden ele alınması ve geliştirilmesi gerekmektedir.

HABERLEŞME UYDUSUNA AİT TEMEL ÖZELLİKLER

Haberleşme uydularına ait temel özellikler her uydu için farklıdır. Bu çalışmada örnek bir haberleşme uydusu yer özellikler yer almaktadır. Haberleşme uydusu, belirli bir sayıda farklı görevlere ait transponder ile donatılmış olup, yaşam başlangıcı (Beginning of Life-BOL) gücü kW mertebelenirde olup ve belirli bir yörüngede konumlanmıştır. En az 15 yıllık manevra ömrüne ve nominal konumunda en az 15 yıllık operasyonel ömre sahiptir. Uydu, güneş panelleri ve antenleri tamamen açık halde, 3 eksenli stabilize konumdadır. Haberleşme uydusunun temel özellikleri şunlardır:

İşletme ömrü / Tasarım ömrü
İletişim kapasitesi: Ku-bant, C-bant, X-bant
Alıcı Ku-bant anten
Alıcı/Verici Ku-bant anten
Verici Ku-bant anten
Alıcı Ku-bant anten
Uydu gövde boyutları
Güneş paneli kanat açıklığı
Uydu nominal kuru kütlesi
Uydu maksimum kuru kütlesi
Maksimum kuru kütleli fırlatma kütlesi
Yük Tüketimi (EOL)
Uydu Güç Tüketimi (EQ-EOL)
Uydu Güneş Paneli Gücü (EQ-EOL)
Tutulma sırasında tam çalışma: Li-ion bataryalar
Yörünge konumu

Haberleşme uydusu, iletişim modülü (Communication Module-CM) ve servis modülünden (Service Module-SM) oluşan birincil bir yapı üzerine inşa edilmektedir. CM'de tekrarlayıcı ve TCR-RF ünitelerini yer almaktadır. SM'de ise platform ekipmanları bulunmaktadır.

Haberleşme uydusu, işlevsel olarak iki ana alt sisteme ayrılmıştır. Bu özel işlevler, iletişim görevini sağlayan faydalı yük ünitesi ve görev kontrolü ve istikrarını sağlayan platform ünitesidir. Faydalı yük ünitesi, tekrarlayıcı, anten ve telemetri, komuta ve menzil ölçüm alt sistemlerinden oluşmaktadır. Platform ünitesi alt sistemleri ise uydu aviyonikleri, birleşik tahrik sistemi, güneş panelleri, uydu yapıları, ısıl kontrol sistemleri, kablo demeti ve mekanizma alt sistemlerinden oluşmaktadır.

Uydu CM, alıcılar (receiver), vericiler, (Traveling Wave Tube-TWTA), (Channel Amplifier-CAMP), (High Power Amplifier-HPA), (Electrical Power Conditioner-EPC), giriş çoklayıcıları (Input Multiplexer-IMUX), çıkış çoklayıcıları (Output Multiplexer-OMUX) ve anahtarlar gibi faydalı yük tekrarlayıcı ve telemetri, komuta ve menzil ölçümü (Telemetry, Command and Ranging-TCR) ekipmanlarını içerir. Diğer faydalı yük ekipmanları, sırasıyla yukarı ve aşağı bağlantı sinyallerini alma ve iletme işlevlerine sahip antenler altında kategorize edilebilir. Panellerdeki faydalı yük ve TCR ekipmanlarının konumlandırılması, üst düzey alt sistem analizleri gerektirir. Panel düzenlerini belirlemek için faydalı yük, TCR ve elektrik alt sistemleri arasındaki arayüzler analiz edilir. Ayrıca, tasarımlar her bir alt sistem performans gereksinimlerini karşılayacak şekilde gerçekleştirilir. Faydalı yük ve TCR alt sistemi performans analizleri, ekipmanlar iletişim modülü panellerine yerleştirilmeden önce gerçekleştirilir. Olası alt sistem mimarileri incelenir ve gerekli ekipman konfigürasyonları belirlenir.

Yapı alt sistemi, faydalı yük ve platform ekipmanları için muhafaza sağlar ve bu alt sistem fırlatma aracıyla eşleşir. Yer hizmetleri, nakliye, yer testi ve fırlatma aşamalarında karşılaşılan tüm statik ve dinamik yüklere dayanacak şekilde tasarlanmıştır.

Elektrik güç alt sistemi (Electrical Power Subsystem-EPS), platform ünitesinin bir parçasıdır ve batarya, güç koşullandırma ünitesi (Power Conditioning Unit-PCU) ve güneş dizisinden oluşur. EPS, elektrik gücünü iki güneş odaklı güneş dizisi kanadından alır. Güç, güneş paneli kanatlarının dönen kontakları aracılığıyla uydu gövdesine aktarılır. Haberleşme uydu bataryası, Lityum İyon teknolojisine dayanmaktadır. Uydu, seri olarak bağlanmış 2 modülden (kuzey ve güney modülleri) oluşan yalnızca 1 batarya içerir. Güneş panelinin her iki kanadı da uydunun kuzey ve güney yüzünde yer almaktadır.

Uydunun yer güvertesinde, TCR çok yönlü antenlere sahip iki sabit Gregoryen anten bulunur. Uydunun hem doğu hem de batı yüzünde iki tek ofset açılabilir anten bulunur.

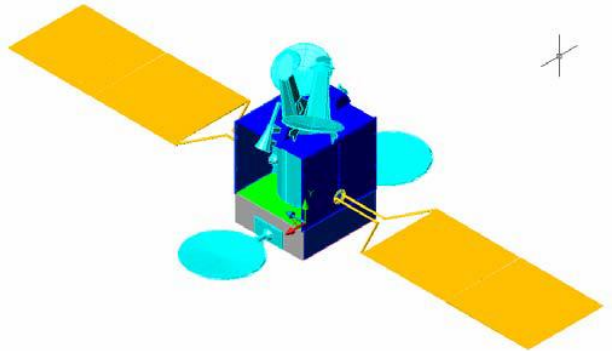
Aviyonik sistemler, yer sensörü (Earth Sensor-IRES), yıldız izleyiciler (Star Tracker-STR) ve kaba güneş sensöründen (Coarse Sun Sensor-CSS) oluşur. STR, IRES ve CSS sırasıyla SM, üst yer paneli ve anti-toprak paneline sabitlenmiştir.

Birleşik itki sistemi (Unified Propulsion System-UPS) alt sistemi, itme gücünden (10N iticiler kullanarak yörüngede tutma) ve 400N Apogee motordan oluşmaktadır.

Haberleşme uydu komuta-kontrol ve yerleşik yazılım alt sistemi, uydu yönetim birimi (Satellite Management Unit SMU), uydu veri arayüz birimi (Satellite Data Interface Unit-SDIU) ve veri yolu şebekesini (Data Bus Network-DBN) içerir. SMU, merkezi bilgisayardır. SDIU, tüm faydalı yük ve platform birimleri için veri ve güç arayüzü sağlar. DBN ise SMU, SDIU, PCU ve faydalı yük birimleri arasında veri bağlantısı sağlar.

ISIL GEREKSİNİMLER VE KISITLAMALAR

Tüm kullanım ömrü boyunca ve çeşitli çalışma modları için kabul edilebilir sıcaklık sınırlarının sağlanması için ısıl kontrol gereklidir (Gilmore, 2002). Temel gereksinimler ve kısıtlamalar; görev aşaması, üniteler için sıcaklık gereksinimleri ve ünitelerin ısı dağılımıdır. Isıl kontrol, fırlatma, transfer ve operasyonel aşamalarda tasarlanır. Fırlatma aşamasında güneş paneli ve açılabilir anten katlı halde bulunmaktadır. Transfer yörüngesinde, uydu güneş paneli kısmi açılma konfigürasyonuna ve reflektör antenin açılmasına sahiptir. Yer sabit yörüngede, uydu üç eksende stabilize edilir ve güneş paneli ve reflektör antenler tam olarak açılmaktadır. Şekil 1'de üç eksenli haberleşme uydusu görülmektedir.



Şekil 1.Üç eksenli haberleşme uydusu (Bulut ve ark., 2008).

Uydunun tüm kullanım ömrü boyunca görevini garanti altına almak için, Tablo 1'de açıklanan kalifikasyon sıcaklık sınırları açısından tüm üniteler için ısıl kontrol garanti edilmektedir. Ünitelerin ısı dağılımı, ısıl kontrol dikkate alındığında tasarım kısıtlamalarından biridir. Uydunun ısıl dağılımı Tablo 1'de verilmiştir.

Tablo 1. Ekipman kalifikasyon sıcaklıkları

Ekipman tanımı		**Kalifikasyon sıcaklık gereksinimi(ºC)**	
		Min	**Max**
Tekrarlayıcı	Input Filter	-20	70
	Alıcı	-5	65
	IMUX	-5	65
	Docon	-5	65
	Camp Linearizer	-15	65
	Single EPC	-15	65
	TWT	-15	85
	OMUX	10	80
TCR	Alıcı	-30	70
	TM Beacon	-30	65
	TM Verici	-30	70
	TM Filter	-35	70
	RW	-20	70
SM Birimleri	IRES	-45	70
	PCU	-30	70
	SMU	-30	65
	Li-Ion Batarya	0	40

ISIL TASARIM AÇIKLAMALARI

Haberleşme uydusunun Isıl Kontrol Alt Sistemi (Thermal Control Subsystem-TCS), tüm görev aşamalarında (tam yükte, yük olmadan çalışma ve arıza modları) kabul edilebilir sıcaklıkları yeterli sınırlar içinde tutmak için aktif ve pasif termal kontrol elemanlarından oluşan geleneksel donanım ve tasarım tekniklerini kullanır. Haberleşme uydularında aktif ve pasif ısıl kontrol elemanlarını kullanılmaktadır. Isı boruları, çok katmanlı yalıtım(Multilayer Insulation-MLI), optik güneş reflektörü (Optical Solar Reflector-OSR), kaplama, boyalar, termal dolgu ve ısı kalkanları pasif termal kontrol elemanlarıdır. Isıtıcılar ve termistörler ise aktif kontrol elemanlarıdır.

Uydunun içinde oluşan ısıyı dışarı atmak için kuzey ve güney panelleri radyatör olarak kullanılır ve OSR ile kaplanır. Bu paneller, yüksek yayılımlı haberleşme modülü yük ekipmanlarının yerleştirilmesinde kullanılır. Bu yük ekipmanları, üniteler ve ısı boruları arasındaki ısıl teması iyileştirmek için termal dolgular kullanılarak ana ısı borusu şebekelerine monte edilir. İletişim panelleri, farklı yeterlilik sıcaklık seviyelerine göre iki farklı sıcaklık bölgesine ayrılır.

Servis modülü üniteleri, Kuzey ve Güney panellerinin iletişim modülünün alt kısmında bulunur. Yayılımlı üniteler olan bataryalar, güç koşullandırma ünitesi (Power Conditioning Unit-PCU) bu panellerin üzerinde bulunur. Panellerden gelen ısıyı uzaya atmak için özel ısı borusu şebekeleri tasarlanmıştır.

İtki alt sistemi çift yakıtlıdır. Yakıt tankları ve hatlarının etrafında MLI veya düşük yayınımlı kaplama kullanılır. Gerekli minimum sıcaklıkları sağlamak için yakıt tanklarında, UPS hatlarında, 10 N iticilerde ve 400 N motorda özel ısıtıcılar kullanılır. Uyduyu ateşleme sırasında ısı akısı ve iticilerin çarpmasından korumak için, iticilerin etrafında yüksek sıcaklık korumaları ve ısı kalkanları kullanılır. Transfer yörüngesinde 10N iticilerin duman çarpmasından, istiflenmiş güneş panelini korumak için özel ısıl kalkanlar kullanılır.

Li-Ion piller, kuzey ve güney SM panellerine monte edilmiştir. Isıl kontrol, dar çalışma aralığını (0°C ila 40°C) koruyacak şekilde tasarlanmıştır. Piller, MLI örtüleri aracılığıyla dahili S/C'den radyasyonla ayrılmıştır. Isı dağılımını engellemek için özel radyasyon alanları tasarlanmıştır. Pilleri minimum sıcaklıklarda tutmak için nominal ve yedekli ısıtıcılar kullanılır. Güneş paneli alt sistemi, uydunun güneş ışığı sırasında tam çalışması ve tutulma sırasında pillerin şarj olması için

gerekli gücü üretir. Gövdenin kuzey ve güney yüzlerine iki güneş paneli kanadı sabitlenmiştir.

Uzaya ve güneşe maruz kalmaları nedeniyle, optik sensörler özel ısıl tasarım ve kontrol gerektirir. Isıl tasarım konsepti tüm sensörler için benzerdir. Özel radyasyon alanları tasarlanmıştır. Optik aktif sensör ve radyasyon alanları hariç, ünitenin yalıtımında ısıtıcılar ve MLI örtüler kullanılmaktadır.

Antenlerin ve bileşenlerinin ısıl kontrolü, anten modülü ile uydu arasındaki radyasyon ve iletken arayüzler en aza indirildiğinde sağlanır. Bu nedenle, düşük iletkenliğe sahip malzeme ve düşük emisivite kaplaması ile MLI kullanılmaktadır.

Tablo 2. T/O ve GEO sırasında birim dağılım

T/O	**BİRİMLER**	**ISI YÜKÜ (W)**	
CM	Tekrarlayıcı	236	
SM	Üniteler	278	
Total		514	
GEO		**ISI YÜKÜ (W)**	
		Tam yük	**Yük olmadan**
Kuzey Panel	CM birimler	1529	898
Güney Panel	CM birimler	1317	845
	Ara-Toplam	2846	1743
Kuzey Panel	SM birimler	333	
Güney Panel	SM birimler	518	
	Ara-Toplam	851	
Toplam		3697	2594

ISIL KONTROL DONANIMI

Haberleşme uydu ısıl kontrol sisteminin amacı, uzay aracının bileşenlerini tüm ısıl ortamlar için izin verilen sıcaklık limitleri dahilinde tutmaktır. Haberleşme uydu ısıl kontrol alt sistemlerinin temel amaçları şunlardır:

1. Ünitelerin performansını garanti altına almak için sıcaklıklarını belirli bir aralıkta tutmak.
2. Yapı sıcaklığını korumak ve termoelastik yönü (uydu gövdesi, anten ve sensör eklemi) kontrol etmek için eğimi en aza indirmek.
3. Ekipman çalışmadığında hasarı önlemek.
4.Ünitelerin (piller) ömrünü optimize etmek için ekipmanlardaki günlük sıcaklık dalgalanmalarını en aza indirmek.
5. Tasarım, analiz ve test yoluyla ısıl kontrol alt sisteminin doğru çalışmasını garanti etmek.

Uydular için kullanılan iki çeşit ısıl kontrol sistemi vardır: aktif ve pasif. Küçük uydularda, ısıl yönetim gereksinimlerini karşılamak için pasif bir ısıl sistem yeterli olabilir. Genellikle, bir kilowatt'tan fazla olmayan güç seviyelerine sahip uydular, yalnızca pasif bir sistem uygulamak için değerlendirilebilir. Bu, tasarımcılar için cazip olup daha düşük kütleli, daha az karmaşık ve daha güvenilir bir sistem sağlayabilir. Dağıtık sistemler/bileşenler, benzersiz ısıl yönetim gereksinimleri büyük güç sistemleri (genellikle bir kilowatt'tan yüzlerce kilowatt'a kadar) içeren daha büyük uydular için aktif bir ısıl sistem gereklidir (Hurlbert, 2010).

Haberleşme uydusu, aktif elemanlar (ısıtıcılar ve termistörler) ve pasif elemanlar (çok katmanlı yalıtım (MLI), tek katmanlı yalıtım (Single Layer Insulation-SLI), ısı boruları (Heat Pipe-HP), boya ve kaplamalar, folyolar ve filmler, termal yıkayıcılar, I/F dolgusu) adı verilen ortak termal kontrol alt sistemleri ve tasarım donanımları kullanmaktadır. Haberleşme uydusunun termal kontrol bileşenleri arasında piller, harici sensörler (IRES, STR, CSS), kesintisiz güç kaynağı, (AOCS 10N İticiler, 400N Motor, Yakıt ve Helyum tankları, kesintisiz güç kaynağı hatları), kesintisiz güç kaynağı üniteleri (PCA, PIA), anten (reflektörler, beslemeler, ADPM, dalga kılavuzları, TTC Rx) ve güneş panelleri bulunmaktadır. Bu bileşenler, özel ısıl gereksinimlere göre analiz edilmektedir. Radyasyon alanları OSR ile kaplanmıştır. CM/SM radyasyon alanları Tablo 3'te gösterilmiştir.

Tablo 3. OSR radyasyon alanları

		KUZEY PANEL (m^2)	**GÜNEY PANEL(m^2)**	**TOPLAM (m^2)**
Haberleşme Modülü		4,34	3,88	8,22
Servis Modülü	**Batteries**	0,13	0,13	0,26
	SM birimleri	0,82	0,81	1,63
Toplam (m^2)		5,29	4,82	10,11

Haberleşme uydusu, çalışma akışkanı olarak amonyak kullanılan oluklu alüminyumdan yapılmış ısı boruları kullanmaktadır. Isı boruları, kuzey/güney panellerinin iç yüzeyine monte edilmiştir. Isı borusu tipi seçimleri, maksimum ısı akısı yoğunluğu ve ısı iletim kapasitesi gereksinimlerini karşılayacak şekilde yapılmıştır.. Isıtıcılar ve termistörler aktif ısıtma sistemin bir parçasıdır. Haberleşme uydusu ısıl kontrolü, optik sensörler, iticiler ve bataryalar gibi çeşitli platform ekipmanlarının nominal çalışması sırasında sıcaklık kontrolü sağlamak ve çalışma modlarına ve mevsimsel güneş ışığına maruz kalmanın etkilerine göre güç dağılım değişimini telafi ederek faydalı yük ekipmanlarını kontrol etmek için ısıtıcılar kullanır. Termo folyo bant ısıtıcılar ve doğrusal ısıtıcılar seçilmiştir. Termo folyo ısıtıcılar, CM ve SM panellerindeki faydalı yük ve platform ünitelerine ayrılmış ısı borularının üzerine monte edilmiştir. Doğrusal ısıtıcılar, UPS borularının ısıtılması için kullanılır. Isıtıcı regülasyonu ve ekipmanların termal kontrol izlemesi termistörler aracılığıyla yapılır.

Yük üniteleri, S/C'nin Kuzey ve Güney panellerine yerleştirilmiştir (Koedinger ve Brissonnaud, 1997). Benzer sıcaklık limitlerine sahip üniteler, izotermal bölgeler oluşturmak için özel bir ısı borusu şebekesine monte edilmiştir. Isı boruları, yüzeye monte ısı boruları, gömülü ısı boruları veya hibrit olarak farklılık göstermektedir. Haberleime uydularında CM ve SM modülleri olarak adlandırılan iki farklı modülle ayrılmıştır. CM modülü, TWT ve OMUX Ku-bandı için 85 ^{o}C yeterlilik sıcaklığına sahip iki izotermal bölgeden ve Docon, Alıcı, TCR üniteleri, EPC ve CAMP için 65 ^{o}C yeterlilik sıcaklığına sahip bölgelerden oluşur.

ISIL ANALİZ GENEL BAKIŞ

Tasarımın doğrulanması ve iyileştirilmesi için ısıl analizler gereklidir. Haberleşme uydusunun sıcaklığını kontrol etmek için pasif ve aktif ısıl kontrol sağlanmıştır. Isıl analiz, bilinen veya varsayılan bir ısıtma ortamında bir uydunun sıcaklığının tahminiyle ele alınmıştır. Uydu sıcaklık tahminleri, enerjinin korunumu ilkesi uygulanarak yapılmıştır. Bu nedenle, ısıl kontrol sistemi ve matematiksel modeli sunulmuştur. Tüm alt sistemler çalışma sıcaklığı sınırları dahilinde tutulmuştur. Uydu ısıl analizlerinin yapılması için ticari yazılımlar kullanılmaktadır. Ticari yazılımların geliştirme aşamasında üç farklı metot kullanılmaktadır (Bulut ve Sözbir, 2023). Bu metodlar sonlu farklar metodu (Finite Difference Method-FDM), sonlu elemanlar metodu (Finite Element Method-FEM) ve toplu parametre methodudur (Lumped Parameter Method-LPM). Isıl analizlerde kullanılan yazılımlar ESATAN-TMS, NX Space Systems Thermal Software, SINDA/FLUINT-ThermalDesktop-RadCAD,Systema-Thermica/thermisol, TRASYS, TSS (Thermal Software System) (Bulut ve Sözbir, 2023).

Uydunun farklı konfigürasyonuna göre farklılık gösteren analizler yapılır. Konfigürasyonlar sırası ile yerde kapalı durumda, fırlatma öncesi ve fırlatma anında , yarı açık durumda transfer yörüngede ve son olarak tam açık durumda dünya eş zamanlı yörüngede (Bulut ve ark., 2010).

Ünitelerin ısıl yazılım programı kullanılarak hesaplanan aşırı sıcaklıkları Tablo 4'te gösterilmiştir. Sonuçlar, pasif ve aktif termal kontrol sisteminin, gerekli çalışma sıcaklığı aralığında en kötü tasarım koşullarına dayanacak şekilde tasarlandığını göstermektedir.

Tablo 4. Ekipmanlar aşırı hesaplanmış sıcaklıklara maruz kalır.

Ekipman tanımı		Hesaplanan sıcaklıklar(^{o}C)	
		Min	Max
Tekrarlayıcı	Alıcı	9	45
	IMUX	3	41
	Docon	8	44
	Camp	-2	43
	Single EPC	-1	44
	TWT	15	70
	OMUX	18	62
TCR	TC Alıcı	12	45
	TM Beacon	10	43
SM	RW	12	47
	IRES	21	49
	PCU	2	42
	SMU	16	34
	Li-Ion Batarya	17	34

SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Bu çalışmada, haberleşme uydusu TCS tasarımı ve geliştirme sürecine ilişkin genel bir bakış sunulmaktadır. Süreç; görev gereksinimlerinin ve çevresel koşulların analiz edilmesi, kavramsal tasarımın oluşturulması, sistem düzeyinde modellerin geliştirilmesi ve kapsamlı bir test programının uygulanması gibi kritik aşamaları içermektedir. Etkin bir ısıl kontrol sistemi, uzay aracının görev süresince ürettiği ısı yükleri ile maruz kaldığı dış çevresel ısı etkileri arasında bir ısıl denge kurarak, tüm alt sistemlerin ve bileşenlerin güvenli sıcaklık aralıklarında çalışmasını sağlar.

SEMBOLLER

ADPM anten açma ve konumlandırma mekanizması (antenna deployment and positioning mechanism)
BOL ömür başlangıcı (beginning of life)
CAMP kanal amplifikatörü (channel amplifier)
CM iletişim modülü (communication module)
CSS kaba güneş sensörü (coarse sun sensor)
DBN veri yolu ağı (data bus network)
EOL ömür sonu (end of life)
EPC elektrik güç düzenleyicisi (electrical power conditioner)
EQ ekinoks (equinox)
GEO yer sabit (geostationary)
HPA high power amplifier
I/F arayüz (interface)
IRES dünya sensörü (earth sensor)
IMUX giriş çoklayıcı (input multiplexer)
MLI çok katmanlı yalıtım (multilayer insulation)
OMUX çıkış çoklayıcı (output multiplexer)
OSR optik güneş reflektörü (optical solar reflector)
PCA itki kontrol tertibatı (propulsion control

assembly)
PCU güç koşullandırma ünitesi (power conditioning unit)
PIA itki izolasyon tertibatı (propulsion isolation assembly)
S/C uzay aracı (spacecraft)
SDIU uydu veri arayüz birimi (satellite data interface unit)
SMU uydu yönetim birimi (satellite management unit)
SM servis modül (service module)
STR yıldız izler (star tracker)
TCS ısıl control alt sistemi (thermal control subsystem)
TCR telemetri, komuta ve menzil ölçümü (telemetry, command and ranging)
TMM ısıl matematik modeli (thermal mathematical model)
TTC telemetri izleme komutu (telemetry tracing command)
TWT yürüyen dalga tüpü (traveling wave tube)
T/O transfer yörüngesi (transfer orbit)
UPS birleşik itki sistemi (unified propulsion system)

KAYNAKLAR

Bulut, M., Kahriman, A., ve Sözbir, N., 2010, Uydularda Isıl Kontrol, *Termodinamik Dergisi*, 209, 72-78, Ocak 2010.

Bulut, M., Sozbir, N., and Gulgonul, S., 2008, Thermal Control Design of TUSAT, *6th International Energy Conversion Engineering Conference (IECEC)* , Cleveland, OH, Temmuz 2008.

Bulut, M., ve Sözbir, N., 2023, Uydu ve Uzay Araçları için Kullanılan Isıl Yazılım Programları, *International Informatics Congress (IIC2023)*, Batman, 476-483.

Gilmore, D. G., Spacecraft Thermal Control Handbook Volume I: Fundamental Technologies, 2nd ed., The Aerospace Press, California, 2002.

Hurlbert K. M., 2010, Spacecraft Thermal Management, *Encyclopedia of Aerospace Engineering*, John Wiley & Sons, Ltd.

Koedinger, M., and Brissonnaud, T., "SPACEBUS 3000- Thermal Control ARABSAT 2," Proceedings of the Sixth European Symposium on Space Environmental Control Systems, European Space Agency , Nordwijk, the Netherlands, 1997, pp. 57-66.

ÇİFT FAZ GECİKMELİ MODEL İLE MİKRO-NANO DÜZEYDE ISIL ANALİZ

M. Mete ÖZTÜRK* ve Bahadır DOĞAN**
* Eskişehir Osmangazi Üniversitesi, Mühendislik-Mimarlık Fakültesi, Uçak Mühendisliği Bölümü
26480 Odunpazarı, Eskişehir, Türkiye, mete.ozturk@ogu.edu.tr
** Eskişehir Osmangazi Üniversitesi, Mühendislik-Mimarlık Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü
26480 Odunpazarı, Eskişehir, Türkiye, bdogan@ogu.edu.tr

Özet: Bu çalışma, klasik Fourier ısı iletimi yaklaşımının mikro ve nano ölçekli sistemlerde yetersiz kaldığı durumlara odaklanarak, çift faz gecikmeli (DPL) modelin uygulanabilirliğini ele almaktadır. Fononların ortalama serbest yolunun, sistem boyutlarıyla karşılaştırılabilir olduğu durumlarda, ısı iletim mekanizması klasik modellerle açıklanamamakta, bu nedenle daha gelişmiş modeller gerekmektedir. DPL modeli hem sıcaklık gradyanı hem de ısı akısına ait iki ayrı gecikme süresi tanımlayarak Fourier dışı etkileri daha gerçekçi biçimde modellemeyi amaçlar. Bu derlemede, DPL modelinin sayısal, analitik, yarı-analitik ve hibrit yöntemlerle çözümüne yönelik literatürdeki güncel çalışmalar incelenmiş, modelin biyomedikal uygulamalardan çok katmanlı sistemlere kadar farklı alanlardaki kullanımı ortaya konulmuştur. Ayrıca, modelin teorik temelleri de değerlendirilmiş, fiziksel anlamı açıklanmıştır. Çalışma, mikro ve nano ölçekli sistemlerde doğruluğu artıran DPL modeline yönelik kapsamlı bir bakış sunarak, ilgili araştırmacılara yol gösterici bilgiler sağlamaktadır.
Anahtar Kelimler: Fourier ısı iletim modeli, Mikro ölçek ısı transferi, Nano ölçek ısı transferi modeli, Çift faz gecikmeli model.

THERMAL ANALYSIS AT MICRO-NANO SCALE WITH DUAL-PHASE-LAG MODEL

Abstract: This study focuses on the limitations of the classical Fourier heat conduction model in micro- and nanoscale systems and explores the applicability of the dual-phase-lag (DPL) model in such cases. When the mean free path of phonons becomes comparable to the system dimensions, conventional models fail to accurately describe heat transfer mechanisms, necessitating more advanced approaches. The DPL model introduces two distinct phase lags—one for the heat flux and another for the temperature gradient—allowing for a more realistic representation of non-Fourier heat conduction effects. This review examines recent literature on the numerical, analytical, semi-analytical, and hybrid solution methods applied to the DPL model, highlighting its use in various fields ranging from biomedical applications to multilayered systems. The theoretical foundations of the model are also discussed, providing insights into its physical interpretation. By offering a comprehensive overview of the DPL model, this study aims to serve as a valuable resource for researchers seeking more accurate thermal analysis in micro- and nanoscale domains.
Keywords: Fourier heat transfer, Heat transfer in micro scale, Heat transfer in nano scale, Dual phase lagging model

GİRİŞ

Birçok alanda olduğu gibi, ısı transferinde de incelenen boyutlar, mikro ve nadno sistemlerin üretilmesine ve diğer mühendislik uygulamalarına paralel olarak, geleneksel boyutlardan mikro hatta nano düzeye kadar değişmeye başlamıştır. Ancak bu düzeydeki çalışmaları yürüten araştırmacılar, ısı transfer mekanizmalarının mikro – nano düzeyde, makro düzeydeki yaklaşımlarla ele alınmasında sorunlarla karşılaşmış ve bu olguyu daha iyi izah edebilme arayışına girmişlerdir. Bu amaçla yapılan sayısız araştırma ve elde edilen sonuçlar bu yöndeki çabaların gerekliliğini de ortaya koymuştur.

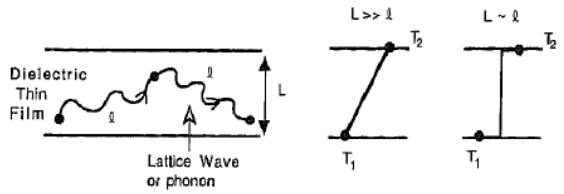
Geleneksel teoriler, çok sayıda taneciğin üzerinden alınan ortalama ile makroskobik davranışı tanımlarken, bu yaklaşım mikroskobik ölçekli koşullar için yeterli bilgi sağlayamadığı öne sürülmüştür (Tzou, 2014). Küçük ölçeklerdeki mekanizmaları açıklamada geleneksel yaklaşımların yetersizlikleri nedeniyle ortaya koyulan mikroskobik ısı transferi modelleri literatürde iki açıdan ele alınmaktadır: uzaydaki mikroskobik etkiler ve zamandaki mikroskobik etkiler. Bilindiği üzere, ısı transferi mekanizması, yapılar içindeki enerji taşıyıcılarının - metallerde elektronlar ve fononlar, dielektrik kristallerde, yalıtkanlarda ve yarı iletkenlerde fononlar- çarpışmalarına bağlıdır. Makroskobik modeller, ısı transferi sürecini nispeten büyük fiziksel ortamlarda yüz binlerce fonon çarpışmasının sonucu olarak yorumlarken, daha küçük bir ortamda yeterli sayıda çarpışma olmaması nedeniyle bu tür bir yorum doğru olmayabilir. Klasik ısı transferi denklemlerinin geleneksel sistemler için geçerliliği olmasına rağmen, yapılan çalışmalar geleneksel yöntemlerin küçük ölçekler için yetersiz olduğunu kanıtlamış ve bu ölçeklerdeki ısı transferi mekanizmalarının doğru tanımlarını veya

yöntemlerini bulmaya yönelik araştırmaları tetiklemiştir. Bu kapsamlı araştırmalar sonucunda, makroskobik ölçekte kullanılan ısı transferi mekanizmasının, mikroskobik ölçeklerde geçerliliğini yitirdiği ve küçük ölçeklerde gerçekleşen mekanizmaların açıklanmasında kullanılabilecek denklemlerin fononların özelliklerine bağlı olduğu anlaşılmıştır. Bu çalışmalarda, ısıl analiz için makro ya da mikro yaklaşımlardan hangisinin tercih edileceği hususu, fononların ortalama serbest yol uzunluğu ile film kalınlığı arasındaki ilişki ile yapılabileceği belirtilmiştir. Bu değişimde, ısı transferinin iletimsel mekanizmadan ışınımsal mekanizmaya geçiş yaptığı belirtilmektedir. Ayrıca, eğer yapının kalınlığı, yapı içindeki fononların ortalama serbest yolu ile aynı mertebedeyse, sıcaklık gradyeni fiziksel anlamını kaybetmektedir (1,2).

Şekil 1'de görüldüğü gibi, ısı, sıcaklıkları T_1 ve T_2 olan iki sınır arasında, kalınlığı L olarak verilen bir film üzerinden transfer edilmektedir (2). Daha önce de belirtildiği gibi, eğer filmin kalınlığı fononların ortalama serbest yolundan (l) çok daha büyükse (L >> l), bu durumda mekanizma makroskobik bir bakış açısıyla modellenebilir; sınırlar arasında oluşan makroskobik sıcaklık gradyeni kullanılarak, Fourier yasası bu tür sistemlere başarılı bir şekilde uygulanabilir (bir malzemede sıcaklık gradyeni varsa, ısıl iletkenlikten bahsedilebilir). Ancak, ölçekler birbirine yakın olduğunda (film kalınlığı ile fononların ortalama serbest yolu karşılaştırılabilir olduğunda, yani L ~ l), ısı transferi mekanizması Fourier yasasıyla modellenemez çünkü belirgin bir sıcaklık gradyeni tanımlanamaz (Şekil 1.1'in solundaki şemada gösterildiği gibi). Mikroskobik ölçekteki ısı transferi mekanizmaları, Tzou, (2014) tarafından ayrıntılı şekilde özetlenmiştir.

Fononlar aracılığı ile ısı transferi, genellikle parçacıkların rastgele bir dağılıma göre taşınmasını tanımlamak için kullanılan ve literatürde sıkça ele alınan yarı-klasik Boltzmann denklemi üzerinden türetilmektedir ve şu şekilde ifade edilebilir (Tzou, 2014),

$$\frac{\partial f}{\partial t} + \vec{v} \cdot \vec{\nabla} f + \vec{a} \cdot \vec{\nabla}_v f = \left(\frac{\partial f}{\partial t}\right)_{scatt} \quad (1)$$



Şekil 1. İki sınır sıcaklık arası dielektrik ince filmin sıcaklık profili

Fonksiyon $f(\vec{r}, \vec{v}, t)$ taşıyıcıların parçacık konumu çevresindeki sayısal dağılımını belirleyen bir dağılım fonksiyonudur. Burada $\vec{r}$ parçacık konumunu, $\vec{v}$ hız vektörünü, t zamanı, $\vec{a}$ parçacık ivmesini, $\vec{\nabla}$ konuma göre del operatörünü, $\vec{\nabla}_v$ ise hıza göre alınan del (nabla) operatörünü temsil eder.

Denklemin sol tarafındaki ikinci terim, dağılımın sürüklenmesini ifade eder. Fononlar ses hızıyla hareket ettiklerinden ve geniş bir frekans aralığında önemli bir değişiklik göstermediklerinden, sol taraftaki üçüncü terim ihmal edilebilir. Denklemin sağ tarafındaki terim, belirli bir durumda taşıyıcıların bir duruma giriş ve çıkış oranları arasındaki farkı ifade ederek dağılım fonksiyonunun (f) zamana bağlı değişimini verir.

Fononların radyatif transferi, fotonlar ve fononlar arasındaki benzerlikten yararlanılarak enerji taşıyan dalga paketleri şeklinde modellenmiştir. Fonon yoğunluğu, I_w, aşağıdaki gibi tanımlanır:

$$I_w(\theta, \emptyset, x, t) = \sum_p v(\theta, \emptyset) f_w(x, t) hwD(w) \quad (2)$$

Burada $v(\theta, \emptyset)$, (θ, ϕ) yönündeki hız vektörünü; f_ω fonon frekansının ω dağılım fonksiyonunu; D(ω) birim hacimdeki durum yoğunluğunu ifade eder. Bu ifade fonon radyatif transfer denklemi (EPRT) ile birleştirildiğinde şu denklem elde edilir:

$$\frac{1}{v}\frac{\partial I_w}{\partial t} + \mu \frac{\partial I_w}{\partial x} = \frac{I_w^0(T(x)) - I_w}{v\tau(w,T)} \quad (3)$$

Burada μ fonon yayılım yönü ile x yönü arasındaki açının kosinüsüdür; I_ω^0, Debye sıcaklığının altındaki bir siyah cisim yoğunluğuna karşılık gelen denge yoğunluğudur; τ ise gevşeme (relaxation time) zamanıdır. Fonon yoğunluğuna bağlı olarak ısı akısı şu şekilde hesaplanır:

$$q(x) = \int_{\Omega=4\pi} \int_0^\omega \mu \, I_w(x, \omega, \Omega) \, d\omega \, d\Omega \quad (4)$$

Fonon çarpışmaları sonucunda ısı akısında, ortalama serbest zaman süresince (τ_q) meydana gelen artışı dikkate alan ilk model, Cattaneo, (1958) tarafından önerilen ve "termal dalga modeli" olarak bilinen yaklaşımdır:

$$\vec{q}(\vec{r}, t + \tau_q) = -k\vec{\nabla}T(\vec{r}, t) \quad (5)$$

Burada $\vec{q}(\vec{r}, t)$, ısı akısı vektörünü; $\vec{r}$ parçacık vektörünü, k, ısı iletkenliğini; $\vec{\nabla}$ del operatörünü; $T(\vec{r}, t)$ ise sıcaklık dağılımını ifade eder. Bu yaklaşım, fonon çarpışmalarının ortalama serbest süresiyle ilgilenen araştırmacılara cesaret vermiş ve yeni modellerin geliştirilmesine ışık tutmuştur. Bu modellerden biri de Tzou tarafından önerilen ve "çift faz gecikmeli model (DPL)" olarak bilinen yaklaşımdır:

$$\vec{q}(\vec{r}, t) + \tau_q \frac{\partial \vec{q}}{\partial t}(\vec{r}, t) = -k\left\{\nabla T(\vec{r}, t) + \tau_T \frac{\partial}{\partial t}[\nabla T(\vec{r}, t)]\right\} \quad (6)$$

Bu model, termal dalga modelinden farklı olarak sıcaklık gradyanının gecikme süresi τ_T'yi de içermektedir. Her iki modelden de görüleceği üzere τ_q=0 ve τ_T=0 olduğunda sistem, klasik Fourier ısı iletim yasasına indirgenir. Çift faz gecikmeli (DPL) ısı analiz modeli, özellikle mikroskobik ölçekli, çok hızlı ya da biyolojik sistemler gibi klasik Fourier yasasının yetersiz kaldığı durumlarda

yaygın olarak tercih edilen bir yaklaşımdır. DPL modeli, biri ısı akısı ve diğeri sıcaklık gradyanı için olmak üzere iki farklı gecikme süresi tanımlar; bu sayede Fourier dışı ısı iletimi olaylarını daha doğru bir şekilde temsili hedeflenmektedir. Bu derleme çalışmasında, konu özelinde yapılan genel kabul görmüş ve güncel çalışmalar bir araya getirilerek, Fourier yaklaşımının yetersiz kalabileceği durumlarda DPL modelin nasıl ele alındığı, metodolojileri, temel bulguları ve üstünlükleri konuyla ilgilenen araştırmacılara bilgi verebilmek onları aydınlatabilmek adına sunulmuştur. Derlemede incelenen çalışmaları, çalışmada kullanılan metodolojiler ve konu başlıkları olmak üzere iki farklı bakış açısı ile gruplandırmak mümkündür. Kullanılan metodolojiler dikkate alınarak gruplandırıldığında, derlenen çalışmalar Tablo 1 ve Tablo 2'de sunulduğu şekilde gösterilebilir:

Tablo 1. Metodolojilerine göre incelenen çalışmalar

Metodoloji	**Çalışma**
Sayısal Yöntem	Han *vd*, 2006
	Van der Merwe *vd*, 2021
	Yeoh *vd*, 2016
	Kumar *vd*, 2016b
	Dutta *vd*, 2020
	Liu ve Chen, 2010
	Liu ve Wang, 2014
	Liu ve Chen, 2016
	Majchrzak ve Mochnacki, 2018
	Tzou ve Chiu, 2001
	Zhang *vd*, 2017
	Kumar ve Rai, 2017
	Bazarra *vd*, 2019
Analitik Yöntem	Chen *vd*, 2025
	Li *vd*, 2020
	França ve Orlande, 2018
	Ordóñez-Miranda ve Alvarado-Gil, 2010
	Xu ve Wang, 2005
	Chen *vd*, 2025
Yarı Analitik yöntem	Chiriţă, 2016
	Noroozi *vd*, 2016
	Ramadan, 2009
Hibrit Yöntem	Lee *vd*, 2013
	Liu ve Chen, 2016
Teorik Deviasyon	Vadasz, 2005
	Youssef ve Alghamdi, 2020

Derlenen aynı çalışmalar inceledikleri konular dikkate alınarak sınıflandırıldığında ise Tablo 2'de verildiği gibi sınıflamak mümkündür.

Tablo 2. Konularına göre incelenen çalışmalar

Uygulama Alanları	**Çalışma**
Biyoısı / Biyomedikal uygulamalar	Kumar *vd*, 2016a
	Kumar *vd*, 2016b
	Kumar ve Rai, 2017
	Liu ve Chen, 2010
	Liu ve Wang, 2014
	Liu ve Chen, 2016
	Zhang *vd*, 2017
	Kumar ve Rai, 2017
	Youssef ve Alghamdi, 2020
	Ramadan, 2009
Lazer Isıtma/ Çok hızlı darbeli ısıtma	Han *vd*, 2006
	Tzou ve Chiu, 2001
	Dutta *vd*, 2020
	Lee *vd*, 2013
	França ve Orlande, 2018
Yarı iletkenler / ince filmler	Hader ve Al-Nimr, 2002
	França ve Orlande, 2018
	Chen *vd*, 2025
	Li *vd*, 2020
Gözenekli Ortam	Vadasz, 2005
Geliştirilen Temel / Teorik Modeller	Xu ve Wang, 2005
	Chen *vd*, 2025
	Van der Merwe *vd*, 2021
	Bazarra *vd*, 2019
	Yeoh *vd*, 2016
	Ordóñez-Miranda ve Alvarado-Gil, 2010
	Noroozi *vd*, 2016
	Chiriță, 2016
Çok katmanlı / Çok tabakalı ortamlar	Majchrzak ve Mochnacki, 2018
	Ramadan, 2009
	Li *vd*, 2020

İKİ FAZ GECİKME MODELİNİN LİTERATÜRDE KARŞILAŞILAN UYGULAMALARI

1. Sayısal Yöntemler

Dual Faz Gecikmeli (DPL) ısı iletim modeli, Fourier dışı ısı transferinin incelenmesinde ve istenilen sistemler için modellenmesinde kullanılan önemli bir yaklaşımdır. Literatürde, bu modelin çözümüne yönelik olarak başta Sonlu Farklar Yöntemi (FDM) ve Sonlu Elemanlar Yöntemi (FEM) olmak üzere çeşitli sayısal yöntemler kullanıldığı görülmektedir. Sayısal yöntemlerin farklı araştırmacılar tarafından, birçok farklı uygulama alanında tercih edilmiştir.

Biyolojik dokulardaki ısı transferi problemlerinden (Kumar *vd*, 2016b; Liu ve Wang, 2014; Liu ve Chen, 2016; Zhang *vd*, 2017) lazerle ısıtma ve ultra hızlı ısıl geçişlerinin incelendiği çalışmalara (Tzou ve Chiu, 2001; Han *vd*, 2006; Dutta *vd*, 2020), çok katmanlı ve sıcaklığa bağlı malzeme özelliklerine sahip biyolojik sistemlere modelin genişletilmiş versiyonları sunulmuştur (Kumar ve Rai, 2017). Bunların haricinde, özellikle yakınsama ve hata analizine odaklanan çalışmalarda (Bazarra *vd*, 2019), yüksek mertebeden sayısal şemaların kullanıldığı modellerde (Yeoh *vd*, 2016), de sayısal yöntemlerden yararlanılmış ve DPL denklem sisteminin daha hassas ve kararlı biçimde çözümü mümkün kılınmıştır. Aşağıda detayları verilen bu çalışmalarda, DPL modelinin mühendislik ve biyomedikal uygulamalarda geçerli, uygun ve esnek bir model olduğu belirtilmiştir.

Bazarra *vd*, (2019) çalışmalarında, ısı dalgalarının sonlu hızla yayılmasından dolayı klasik Fourier ısı iletim modelinin yetersiz kaldığı, mikro ve nano ölçekli sistemlerde, ısı transferinin simülasyonundaki temel zorlukları dikkate almışlardır. Çalışmada hem ısı akısı hem de sıcaklık gradyanının oluşumdaki gecikmeler hesaba katılarak DPL model ile dinamik termal davranışı daha iyi analiz edebilmek için farklı formülasyonlar geliştirilmiştir. Uzaysal ayrıklaştırma için sonlu elemanlar yöntemi (FEM) ve zaman adımı çözümü için örtük Euler şeması kullanılmış, bu sayısal yöntemlerin zamanla sıcaklık dağılımlarını doğru biçimde tahmin edebildiği gösterilmiştir. Elde etikleri sonuçlar, uygun koşullar altında bu algoritmaların doğrusal yakınsama sağladığını ortaya koymuştur.
Van der Merwe *vd*, 2021 çalışmalarında, DPL, Cattaneo-Vernotte ve Fourier modellerini karşılaştırarak, bu üç modelin, tek boyutlu bir ısı darbesi (pulse heat) problemi için ısıl tepkilerini analiz etmişlerdir. Ayrıca faz gecikme parametrelerinin (τ_q ve τ_T) parametrelerinin etkilerini de incelemişlerdir. Elde ettikleri sonuçlara göre, DPL modelinin faz gecikmesini daha iyi yansıttığı ve kısa süreli ısı darbesi içeren senaryolarda DPL modelinin daha doğru sonuçlar verdiği gösterilmiştir. Kumar ve arkadaşlarının çalışmaları (Kumar *vd*, 2016a; Kumar *vd*, 2016b; Kumar ve Rai, 2017) biyolojik dokularda termal terapi ve ablasyon sırasında DPL temelli biyoısı modellerinin performansını sayısal olarak incelemiştir. Legendre dalgacık, sonlu fark (FDM) ve sonlu elemanlar (FEM) tabanlı Galerkin yöntemleriyle çeşitli koordinat sistemleri altında çözümler gerçekleştirilmiştir. Bu modeller, dokularda ısıl tepkilerin incelendiği klasik Pennes modeline göre daha gerçekçi sıcaklık tahminleri sunduğu gözlenmiş, özellikle hipertermi ve ablasyon gibi hassas tedavi uygulamalarında daha uygun öngörüler sağladığı görülmüştür. Çalışmada, sıcaklık dağılımlarının klasik modele göre daha gerçekçi olduğu, zaman belirsizliğini daha iyi temsil eden model sayesinde de fizyolojik parametrelerin etkilerini başarılı şekilde analiz edildiği belirtilmiştir.

Han *vd*, (2006), çalışmalarında, kısa darbeli lazer ısıtması altındaki iki boyutlu gecikmeli termal davranışı, çift faz gecikmeli (DPL) model kullanarak sayısal olarak analiz etmişlerdir. Çalışmada, DPL ısı iletim denklemleri hem dikdörtgen hem de eksenel simetrik sistemlerde sonlu fark yöntemi ile çözülmüştür. Elde edilen sonuçlara göre, gevşeme zamanı oranının ısı iletim davranışı üzerindeki etkisini gösterilmiş, dalga yayılımından difüzif davranışa geçişin analizlerle ortaya konulduğu belirtilmiştir. Bulgular altın (Au) filmleri üzerinde yapılan hesaplamalarla doğrulanmıştır. Tzou ve Chiu, (2001) çalışmalarında altın film tabakalarında, femtosaniye lazerle ısıtma sırasında gözlemlenen termal gecikme etkilerini açıklamak için çift faz gecikmeli (DPL) modelin uygulanmasını incelemişlerdir. DPL modeli ile üretilen doğrusal olmayan denklemler, sonlu fark yöntemi ile sayısal olarak çözülmüştür. Çalışma hem ısı akısı hem de sıcaklık gradyanı (τ_q ve τ_T) için sıcaklığa bağlı faz gecikmelerini dikkate almış ve modelin deneysel verilerle daha iyi örtüşmesini sağlamıştır. Elde edilen sonuçlar, Tzou, (2014) DPL modeli karşılaştırılmış, sıcaklığa bağlı faz gecikmelerinin dahil edilmesinin modelin deneysel verilerle çok daha iyi örtüşme gösterdiği belirtilmiştir.

Yeoh *vd*, 2016 çalışmalarında, çoklu alanlarda mikroskobik ısıtmayı analiz edebilmek için çift faz gecikmeli (DPL) modele dayalı yüksek mertebeden bir sayısal model geliştirmiştir. DPL denklemlerini çözmek için karakteristik tabanlı toplam değişim azalan (Total variation diminishing scheme, TVD) şeması kullanmışlardır. Modelin hem hızlı geçici ısıtma davranışlarını hem de fonon-elektron etkileşimlerini başarılı şekilde yakalanabildiği belirtilmiş ve sonuçlar literatürdeki çalışmalarla karşılaştırmıştır. Majchrzak ve Mochnacki, (2018) çalışmalarında, lazer darbeli ısıtmaya maruz bırakılan çok katmanlı mikro yüzeyde ısı transferini analiz etmek için çift faz gecikmeli (DPL) modeli kullanmışlar, ısıl süreçler ve darbeli ısıtma karşısında katmanlardaki erime üzerine odakmışlardır. Sayısal çözümde, sonlu fark yönteminin (FDM) kullanılmış ve elde edilen sonuçlar, DPL modelinin klasik modellere kıyasla çok katmanlı yapılarda daha gerçekçi tahminler sağladığı gösterilmiştir. Zhang *vd*, (2017) makalelerinde lazerle ışıma sırasında biyolojik dokularda gözlemlenen termal etkileri incelemişlerdir. DPL modelini çalışmalarında, geçici ısı davranışlarını simüle etmek için kullanmış, doku içinde optik enerji dağılımı Monte Carlo yöntemiyle belirlemişlerdir ve DPL ısı iletim denklemi üç seviyeli sonlu fark yöntemiyle çözülmüştür.

Elde ettikleri bulgulara göre, DPL modelinin lazer ışını altında klasik Fourier modeline göre sıcaklık dağılımını daha doğru tahmin ettiği gösterilmiştir.

Liu ve Wang, (2014) çalışmalarında, lazerle ışınlanan biyolojik dokularda termal tepki ve doku hasarını analiz etmek amacıyla çift faz gecikmeli (DPL) biyoısı transfer modelini uygulamışlardır. DPL modeli, ısı akısı ve sıcaklık gradyanı arasındaki zaman gecikmelerini dikkate alarak, lazer maruziyeti altındaki dokularda termal davranışların daha doğru şekilde tahmin edilmesini sağladığı belirtilmiştir. Elde edilen sonuçlara göre, klasik Pennes biyoısı denklemine kıyasla DPL modelinin termal hasar tahmininde daha başarılı olduğunu ortaya konulmuştur. Çalışmada kan perfüzyonu, metabolik ısı üretimi ve lazer gücü gibi parametrelerin doku sıcaklığı üzerindeki etkileri değerlendirilmiş ve medikal lazer uygulamalarında termal hasarın nasıl yönetilebileceğine dair olası durumlar belirtilmiştir. Bir diğer çalışmada, Liu ve Chen, (2016) lazerle ışınlanan canlı dokularda ısı transferi ve yanık hasarını analiz etmek için genelleştirilmiş çift faz gecikmeli (DPL) modelini kullanarak, doku gözenekliliği ile kan ve doku arasındaki etkileşim faktörünü dikkate almışlardır. Elde edilen sonuçlara göre, lazer tedavisi sırasında daha doğru termal tahminler için DPL ile desteklenen biyoısı transfer modellerinin önemini vurgulamıştır.

Liu ve Chen, (2010) araştırmalarında, manyetik tümör hipertermi tedavisine yönelik olarak çift faz gecikmeli (DPL) biyoısı transfer modelini incelemişlerdir. Araştırmacılar, iki katmanlı küresel bir doku modeli üzerinden sıcaklık artışını analiz etmiş ve ısı akısı (τ_q) ile sıcaklık gradyanı (τ_T) faz gecikme sürelerini ters analiz yöntemiyle tahmin etmişlerdir. Elde edilen sonuçlar incelendiğinde, klasik biyoısı transfer denkleminin deneysel verilerdeki termal davranışı tam olarak yakalayamadığını, buna karşın DPL modelinin sıcaklık dağılımını daha doğru olarak analiz ettiğini göstermiştir. Dutta *vd*, (2020) makalelerinde, nano filmlerin ultra kısa lazer darbeleriyle ısıtılmasını, geliştirdikleri hibrit bir çift faz gecikmeli (DPL) ısı iletim modelinin sayısal analizi ile sunmuşlardır. A6061 ve Cu3Zn2 gibi ince filmlerde hızlı termal tepkileri yakalamada klasik Fourier modelinin yetersiz kaldığı belirtilirken, malzemelerin yansıtıcılık ve soğuruculuk gibi optik özellikleri de modele entegre edilerek geliştirilen sıcaklık profillerinde daha gerçekçi analiz sonuçları elde edilmiştir. Bu yaklaşım, kısa süreli ve yüksek yoğunluklu lazer etkileşimleri sırasında termal davranışın anlaşılması açısından önem taşıdığı araştırmacılar tarafından not edilmiştir.

2. Analitik Yöntemler

Son yıllarda yapılan çalışmalar, DPL modeline dayalı ısı iletim problemlerinin **analitik çözümleri** üzerine odaklanmış; özellikle hareketli ısı kaynakları, çok katmanlı yapılar ve zaman aralıklı enerji girdileri gibi senaryolar detaylı biçimde ele alınmıştır. Green fonksiyonu, Laplace dönüşümü ve transfer matris yöntemi gibi analitik teknikler, bu tür modellerin kapalı formda çözümlerini elde etmede yaygın olarak kullanılmaktadır. Aşağıda belirtilen çalışmalarla ilgili detaylı bilgiler bulunabilir.

Hader ve Al-Nimr, (2002) çalışmalarında yüksek frekanslı ısıl titreşimlere maruz kalan ince tabakaların DPL modeli ile termal yanıtını incelemektedir. Çalışma özelinde iki durum ele alınmaktadır: darbeli bir ısı kaynağı ve darbeli bir sınır sıcaklığı. Araştırmacılar, bu iki durumda, sıcaklık dağılımlarını temsil eden analitik çözümler türetmiş ve klasik Fourier ile hiperbolik modellerden belirgin sapmalar tespit etmişlerdir. Araştırma bulgularına göre, DPL modelinin özellikle hızlı termal tepkiler ve yüksek ısı akılarının söz konusu olduğu ince filmlerde ısı transferini daha doğru temsil ettiğini tespit edilmiştir. Ordóñez-Miranda ve Alvarado-Gil, (2010) çalışmalarında çift faz gecikmeli (DPL) ısı iletim modelinde, yarı sonsuz bir katmanın, sonlu bir katmanla temas halinde olduğu bir sistemde, ısı akısı uygulandığı koşullarda sıcaklık dağılımı, ısı akısı ve sıcaklık gradyanının zaman gecikme parametreleri dikkate alınarak incelemişlerdir. França ve Orlande, (2018) çalışmalarında ters parametre tahmini probleminin iki faz gecikmeli modelle tahmini incelenmiştir. Ele alınan durum, ısıtmanın olduğu, MOSFET (metal-oxide semiconductor field-effect transistor) transistörlerde yayınımın sonsuz zamanda gerçekleştiği klasik Fourier yaklaşımının zaman ve uzay bağlamında incelenmesi ve karşılaştırması olarak sunulmuştur. Isıl gevşeme parametrelerini tahmin etmek için Bayesian istatistiksel çerçeve içinde Markov Zinciri Monte Carlo (MCMC) yöntemi kullanılmıştır. Çalışma, klasik Fourier modellerinin zaman ve mekân ölçekleri küçük olduğunda, yetersiz kaldığı yarı iletken cihazlarda DPL modellerinin uygulanabilirliğini göstermiştir.

Chen *vd*, (2025) çalışmalarında, hareketli bir ısı kaynağına maruz kalan iki boyutlu dikdörtgen bir plakanın termal davranışını, DPL ısı iletimi modeli kullanılarak incelemişlerdir. Çalışmada, Green fonksiyonu yöntemini kullanarak analitik bir çözüm elde edilmiş ve hareketli ısı kaynakları ile sıcaklık dağılımları arasındaki etkileşim gözlenmiştir. Farklı yol geometrilerinin -eliptik, dairesel ve doğrusal- faz gecikme parametreleri ve ısı transferi üzerindeki etkileri ortaya konmuştur. Çalışmada ayrıca, lazerle yapılan işlemlerde -kaynak ve kesim gibi- lokal sıcaklık değişiminin hassas ve doğru tahmini için faz gecikme etkilerinin önemini tespit edilmiştir. Klasik çalışmalarda varsayılan doğrusal hareket yerine eğrisel yolların analiz edilmiş, bu yollara dair asimetrik ve faz bağımlı termal tepkiler, klasik Fourier modelleri karşılaştırılmış ve DPL'şn daha iyi sonuç verdiği gözlenmiştir.

Li *vd*, (2020) çalışmalarında 1 boyutlu bir termal dalga kristalinin (TWC), çift faz gecikmeli (DPL) modele dayalı olarak termal dalga davranışları incelemiştir. Bragg saçılması nedeniyle oluşan bant aralığında transfer matris yöntemini (TMM) kullanarak karmaşık dispersiyon (dağılma) eğrilerini hesaplamıştır. Çalışma, alt katmanlar arasındaki termal dalga empedanslarındaki farkların, bant

genişliği üzerinde etkili olduğunu göstermiştir. Elde edilen sonuçlar, termal diyotlar ve dalga kılavuzları gibi termal metamalzeme uygulamalarında termal dalga kristallerinin potansiyel kullanımı hakkında bilgi vermektedir. Xu ve Wang, (2005) çalışmalarında, mikroskobik ölçekteki ısı iletimini tanımlayan Boltzmann taşıma denkleminden yola çıkarak DPL modelini türetmiş ve ayrık gecikmeli/türetilmiş kısmi diferansiyel denklemler yardımıyla ve değişkenlere ayırma yöntemiyle Boltzmann denklemlerini çözmüşlerdir. Elde ettikleri sonuçları, literatürle ve klasik Fourier yaklaşımı ile karşılaştırarak, DPL ile mikroskobik ölçekte daha gerçekçi sonuçlar elde edildiğini belirtmişlerdir.

3. Yarı analitik yöntemler

Geliştirilen çift faz gecikmeli (DPL) ısı iletim modeli, klasik Fourier yaklaşımına kıyasla zaman gecikmelerini dikkate alarak daha gerçekçi tahminler sunmaktadır. Ancak bu tür modellerin tam analitik çözümleri genellikle karmaşık sınır koşulları veya malzeme özellikleri nedeniyle ya mümkün olamamakta ya da zor olmaktadır. Bu nedenle bazı araştırmacılar, analitik formülasyonları sayısal tekniklerle birleştiren yarı-analitik yöntemler geliştirmiştir. Özellikle lazerle ısıtılan biyolojik dokular ve metalik ince filmler gibi sistemlerde hem enerji absorpsiyonu hem de optik ve termal parametrelerin dağılımı göz önünde bulundurularak daha hassas çözümler elde edilmiştir. Bu başlıkta sunulan makaleler ve detayları bu bölümde sunulacaktır.

Chiriţă, (2016) makalesinde, ısı dalgalarının sonlu yayılma hızı ve mikro yapısal etkileşimlerini dikkate alan, zaman türevli, çift faz gecikmeli (DPL) termoelastik modeli çalışmışlardır. Araştırmaları özellikle, modele ait karma başlangıç-sınır değer problemlerinin çözümlerinin özgün olmasına ve bağımlılığına odaklanmıştır. Analizleri, özellikle anizotropik ve homojen olmayan malzemeler için, mekanik deformasyonun termal etkilerle birleşmesinin matematiksel zorluklarını ele almıştır. Araştırmacılar, bu gelişmiş termoelastik model için Lagrange tipi özdeşlikler yardımıyla iki farklı özgün ispat yöntemi sunmuştur. Çalışma, mikro ölçekli ve yüksek frekanslı uygulamalarda faz gecikmesi etkilerinin dikkate alınmasının gerekliliğini öne çıkarmıştır.

Noroozi *vd*, (2016) çalışmalarında, doğrusal olmayan çift faz gecikmeli (DPL) ısı iletimi problemine yeni bir yaklaşımla yarı analitik bir yöntem sunmuşlardır. Termal iletkenliğin sıcaklığa bağlı olduğu koşulda, bir lazerin ısı kaynağı olarak ince bir film üzerindeki etkisini, doğrusal olmayan DPL modelini kullanarak incelemişlerdir. Doğrusal olmayan durum için analitik olarak türetilen denklemleri çözmek için Adomian Ayrıştırma Yöntemi (ADM) kullanılmıştır. Sonuçlar, doğrusal olmayan analizin Fourier dışı ısı iletimi problemlerinde önemli olduğunu ve Fourier ile doğrusal olmayan çözümler arasında önemli farklılıklar gözlemlendiği vurgulanmıştır. Ramadan, (2009) çalışmalarında, çok katmanlı ortamlarda geçici (transiyent) ısı iletimi için ikili fazlı gecikmeli (DPL) modeli kullanarak yarı analitik çözümler geliştirmişlerdir. Çalışmada araştırmacılar, düzlemsel levhalar, katı silindirler ve küreler dahil olmak üzere farklı çok katmanlı konfigürasyonlardaki sıcaklık, sıcaklık gradyanı ve ısı akısı dağılımlarını analiz etmişlerdir. Elde edilen sonuçlar ışığında, Fourier ısı difüzyonu ve fonon saçılması modelleri de dahil olmak üzere bir dizi modele -katmanlar arasındaki termal temas direncinin yüksek olduğu durumlar gibi- uygulanabileceği belirtilmiştir. Çalışma ayrıca, çok katmanlı ortamlarda sıcaklık gradyanı faz gecikmesinin önemini ve bunun termal davranış üzerindeki etkisini de ortaya koymuştur.

4. Hibrit Yöntemler

İkili faz gecikmeli (DPL) ısı transferi yaklaşımı karmaşık yapısı, özellikle kısa darbeli lazer ısıtma ve ince film geometrileri gibi durumlarda, analitik ya da sayısal yöntemlerin ayrı ayrı yeterli olmamasına neden olmaktadır. Bu bağlamda bazı araştırmacılar, analitik ve sayısal yöntemlerin avantajlarını birleştiren hibrit çözüm teknikleri geliştirmiştir. Bu çalışmalarda, DPL modelini Laplace dönüşümü, kontrol hacmi yaklaşımı ve transfer matris yöntemi gibi analitik yöntemlerle parça parça çözümlerken, geri dönüşüm veya zaman uzayı analizlerini sayısal algoritmalarla tamamlamışlardır. Bu hibrit yaklaşımlar hem hesaplama verimliliği sağlamakta hem de çözüm doğruluğunu artırarak, özellikle zamana bağlı sınır koşulları veya çok katmanlı yapılar içeren sistemlerde DPL modelinin daha uygulanabilir hale gelmesini sağlamaktadır.

Lee *vd*, (2013) çalışmalarında ince bir metal film üzerine kısa darbeli lazer ısıtması uygulandığında, çift faz gecikmeli (DPL) ısı transfer modelinin geçici ısı iletimi üzerindeki etkisini incelemiştir. Araştırmacılar, hiperbolik ısı iletim denklemini çözmek için Laplace dönüşümü ve kontrol hacmi yöntemlerini hiperbolik şekil fonksiyonları ile birleştiren hibrit bir sayısal yöntem kullanmıştır. Analiz sonuçları, ısı akısı ve sıcaklık gradyanı oluşumundaki faz gecikmelerinin, metal filmin termal davranışını önemli ölçüde etkilediğini göstermiştir: ısı akısı gecikmesi termal dalgaların oluşumuna neden olurken, sıcaklık gradyanı gecikmesi bu dalga yapısını bozabildiği görülmüştür. Bir diğer çalışmada, Liu ve Chen, (2016), lazerle ışınlanan canlı dokularda ısı transferi ve yanık hasarını analiz etmek için genelleştirilmiş çift faz gecikmeli (DPL) modelini kullanarak, doku gözenekliliği ile kan ve doku arasındaki etkileşim faktörünü dikkate almışlardır. Çalışmalarında, önemli bir husus olan, yanık hasarını, protein denatürasyonuna dayanan Arrhenius denklemi ile hesaplanmıştır. Elde edilen sonuçlara göre, lazer tedavisi sırasında daha doğru termal tahminler için DPL ile desteklenen biyoısı transfer modellerinin önemini vurgulamıştır.

5. Teorik deviasyon

Literatürde yer alan bazı çalışmalar ise DPL modelinin fiziksel temellerini ortaya koymak amacıyla tamamen

teorik türetimlere odaklanmıştır. Bu çalışmalarda; DPL modelini Boltzmann taşıma denklemini makroskobik enerji denklikleri temelinde türeterek, modelin yapısal dayanaklarını açıklamaya çalışılmıştır. Bu teorik yaklaşımlar, DPL modelinde yer alan faz gecikme parametrelerinin fiziksel anlamını irdelerken; saçılma, gevşeme vb. etkilerin, mikroskobik taşıma süreçleriyle olan ilişkilerini ortaya koyması hedeflenmiştir. Teorik modeller aynı zamanda sayısal/analitik çözümler için temel teşkil etmektedir. Youssef ve Alghamdi, (2020) araştırmalarında sabit ısı akısı altındaki deri dokusunda, çift faz gecikmeli (DPL) iki sıcaklık modeliyle biyoısı transferinin teorik analizini sunmuşlardır. Denklemler, sonlu bir alanda değişkenlere ayırma tekniğiyle çözülmüştür. Faz gecikmelerinin sıcaklık tepkisi üzerindeki etkileri analiz edilmiş ve DPL modeli, özellikle hipertermi tedavilerinde termal dalga davranışlarını doğru şekilde yakalayabilmesi incelenmiştir. Vadasz, (2005) ise çalışmasında, sabit ısı akısı ve sıcaklık uygulanan gözenekli levhalarda DPL modeli ile termal salınımların oluşup oluşamayacağını araştırmıştır. Belirli sınır koşulları altında DPL modelinde dahi termal salınımların meydana gelmediğini tespit edilmiş ve önceki analiz yöntemlerinin aksine, termal dalga oluşumu için gereken koşulların sağlanamadığını ortaya koyulmuştur.

SONUÇ

Bu çalışmada, mikro ve nano ölçekteki ısı iletim problemlerinde klasik Fourier yasasının yetersizliğini gidermek amacıyla geliştirilen ikili faz gecikmeli (DPL) modelin teorik temelleri, çözüm yöntemleri ve uygulama alanları detaylı şekilde incelenmiştir. Sayısal, analitik, yarı-analitik ve hibrit yaklaşımların kullanıldığı literatür çalışmaları, DPL modelinin farklı geometriler ve koşullar altında yüksek doğrulukla sonuçlar verdiğini göstermiştir. Özellikle biyomedikal uygulamalar, lazerle ısıtma, çok katmanlı yapılar ve yarı iletken sistemlerde DPL modelinin sunduğu esnekliğin, sıcaklık tahminlerinin doğruluğunu artırdığı görülmüştür. Tablo 3'te bildiride ele alınan çalışmalar, kullandıkları yöntem, uygulama alanları, çalışmalarda ele alınan önemli parametreler ve önemli bulgular özetlenerek sunulmuştur. Elde edilen bulgular, DPL modelinin mikro ve nano ölçekli ısıl analizler için güçlü bir alternatif sunduğunu ve klasik yaklaşımlara kıyasla daha gerçekçi sonuçlar sağlayabildiğini ortaya koymuştur.

Çalışma	Yöntem	Uygulama alanı	Önemli Parametreler	Önemli Bulgular
Han *vd*, (2006)	Sayısal Yöntem - FEM/FDM	Lazer Isıtma/ Çok hızlı darbeli ısıtma	Darbe süresi, Termal gevşeme zamanı	Sıcaklık Profili
Kumar *vd*, (2016b)	Sayısal Yöntem - FEM/FDM	Biyoısı / Biyomedikal uygulamalar	Isıl kaynak, Gevşeme süresi, Doku özellikleri	Sıcaklık dağılımı
Dutta *vd*, (2020)	Sayısal Yöntem - FEM/FDM	Lazer Isıtma/ Çok hızlı darbeli ısıtma	DPL ile sayısal çözüm	Darbe süresi, Yansıma, Elektron latis etkileşimi
Liu ve Wang, (2014)	Sayısal Yöntem - FEM/FDM	Biyoısı / Biyomedikal uygulamalar	Çok katlı dokularda sonlu fark yaklaşımı	Katman özelinde darbe süresi
Liu ve Chen, (2016)	Sayısal Yöntem - FEM/FDM	Biyoısı / Biyomedikal uygulamalar	DPL ile simülasyon, Sonlu fark metodu ile sayısal analiz	Darbe vuruşlu lazer enerjisinin emilim katsayısı
Majchrzak ve Mochnacki, (2018)	Sayısal Yöntem - FEM/FDM	Çok katmanlı / Çok tabakalı ortamlar	Eriyen ara yüzeyli DPL model için sonlu fark şeması	Tabaka özellikleri, Faz değiştirme
Tzou ve Chiu, (2001)	Sayısal Yöntem - FEM/FDM	Lazer Isıtma/ Çok hızlı darbeli ısıtma	Çok hızlı film ısıtmalarında, kalınlığın enerji yoğunluğu	Gecikme oranı
Zhang *vd*, (2017)	Sayısal Yöntem - FEM/FDM	Biyoısı / Biyomedikal uygulamalar	Biyolojik tabakalar için sonlu fark ayrıklaştırması	Doku darbe şiddetinin termal özellikleri
Van der Merwe *vd*, (2021)	Sayısal Yöntem - FEM/FDM	Geliştirilen Temel / Teorik Modeller	Farklı modeller için sınır ve kaynak koşulları	faz gecikme parametreleri, sıcaklık profilleri
Yeoh *vd*, (2016)	Sayısal Yöntem - FEM/FDM	Geliştirilen Temel / Teorik Modeller	Karakteristik tabanlı formülasyonla TVD şeması	Zaman gecikmesi, Grid çözünürlüğü, Yakınsama oranı
Kumar ve Rai, (2017)	Sayısal Yöntem - FEM/FDM	Biyoısı / Biyomedikal uygulamalar	Çoklu biyolojik tabakalar için FDM	Katmanların ısıl iletkenliği, Lazer ısı kaynağı
Bazarra *vd*, (2019)	Sayısal Yöntem - FEM/FDM	Geliştirilen Temel / Teorik Modeller	İmplisit Euler zaman integrasyonu ile FEM	
Chen *vd*, (2025)	Analitik Yöntem	Yarı iletkenler / ince filmler	Green fonksiyon tabanlı analitik DPL	Faz gecikmesi, Termal yayılım
França ve Orlande, (2018)	Analitik Yöntem	Lazer Isıtma/ Çok hızlı darbeli ısıtma	Yarı iletken-DPL için laplace transformlu analitik model	Lazer şiddeti, Yarı iletken özellikleri
Ordóñez-Miranda ve Alvarado-Gil, (2010)	Analitik Yöntem	Geliştirilen Temel / Teorik Modeller	Laplace transformlu analitik yaklaşım	Zaman gecikmesi, Isıl kaynak terimi
Xu ve Wang, (2005)	Analitik Yöntem	Geliştirilen Temel / Teorik Modeller	Analitik türetme, mikro ölçekte salınımlı ısı yayılımı	Faz gecikmesi, Ortalama serbest fonon patikası, Fonon hızı
Hader ve Al-Nimr, (2002)	Analitik Yöntem	Geliştirilen Temel / Teorik Modeller	İnce filmlerde ısı iletimi için DPL in analitik çözümü	Faz gecikmesi, Film kalınlığı, Sıcaklık dağılımı

Çalışma	Yöntem	Uygulama alanı	Önemli Parametreler	Önemli Bulgular
Chen *vd*, (2025)	Analitik Yöntem	Geliştirilen Temel / Teorik Modeller	Laplace ve Fourier Transformu ile Analitik çözüm	Gecikme paramtereleri, Bölgenin uzunluğu, Sınır tipi
Chiriţă, (2016)	Yarı Analitik Yöntem	Geliştirilen Temel / Teorik Modeller	Nümerik şemaların karşılaştırmalı analizinde Analitik ve Yarı analitik çözümler	Faz gecikmesi, Ayrıklaştırma zaman adımı, Yakınsama davranışı
Li *vd*, (2020)	Yarı Analitik Yöntem	Yarı iletkenler / ince filmler	Termal yalıtım tasarımında Transfer matris metodu (TMM)	Faz gecikmesi, Latis periyodu dalga yayılım hızı
Noroozi *vd*, (2016)	Yarı Analitik Yöntem	Geliştirilen Temel / Teorik Modeller	Adomian Ayrıştırma Yöntemi ve sonlu farkla karşılaştırması	Zaman gecikmesi, Yakınsama oranı, Çözüm hassasiyeti
Ramadan, (2009)	Yarı Analitik Yöntem	Biyoısı / Biyomedikal uygulamalar	Yarı-analitik yaklaşım	Tabaka iletkenliği, Darbe parametreleri
Lee *vd*, (2013)	Hibrit Yöntem	Lazer Isıtma/ Çok hızlı darbeli ısıtma	Kontrol hacmi yöntemli Laplace dönüşümlü DPL	Film kalınlığı, Darbe süresi
Liu ve Chen, (2010)	Hibrit Yöntem	Biyoısı / Biyomedikal uygulamalar	Hibrit Nümerik-Analitik yöntem	Gevşeme zamanı, Isıl kaynak, Biyo tabaka kalınlığı
Liu ve Chen, (2016)	Hibrit Yöntem	Biyoısı / Biyomedikal uygulamalar	Fourier dışı modeller- Sonlu farklar yöntemi ve sayısal analiz	Darbe lazer enerji emilim katsayısı
Vadasz, (2005)	Teorik Deviasyon	Gözenekli Ortam	Hacimsel ortalama kullanılarak makro ölçekli DPL denklemleri	Gözeneklilik ve Geçirgenlik etkisi
Youssef ve Alghamdi, (2020)	Teorik Deviasyon	Biyoısı / Biyomedikal uygulamalar	DPL bio ısı modeline oransal diferansiyel denklem uygulanması	Faz gecikme parametreleri oranı

KAYNAKLAR

Bazarra N., Copetti M. I. M., Fernández J. R. ve Quintanilla R., 2019, Numerical analysis of some dual-phase-lag models, Computers & Mathematics with Applications, 77, 407-426.

Cattaneo C., 1958, A Form of Heat-Conduction Equations Which Eliminates the Paradox of Instantaneous Propagation, Comptes Rendus de l'Académie Des Sciences, 247, 431-433.

Chen K., Hu Z. ve Xu Y., 2025, Thermal analysis of dual-phase-lag model in a two-dimensional plate subjected to a heat source moving along elliptical trajectories, International Journal of Heat and Mass Transfer, 244.

Chiriţă S., 2016, On the time differential dual-phase-lag thermoelastic model, Meccanica, 52, 349-361.

Dutta J., Biswas R. ve Kundu B., 2020, Analytical solution of dual-phase-lag based heat transfer model in ultrashort pulse laser heating of A6061 and Cu3Zn2 nano film, Optics & Laser Technology, 128.

França M. V. ve Orlande H. R. B., 2018, Estimation of parameters of the dual-phase-lag model for heat conduction in metal-oxide-semiconductor field-effect transistors, International Communications in Heat and Mass Transfer, 92, 107-111.

Hader M. A. ve Al-Nimr M. A., 2002, Thermal Behavior of a Thin Layer Carrying Pulsating Signals in the Dual-Phase-Lag Model, Heat Transfer Engineering, 23, 35-41.

Han P., Tang D. ve Zhou L., 2006, Numerical analysis of two-dimensional lagging thermal behavior under short-pulse-laser heating on surface, International Journal of Engineering Science, 44, 1510-1519.

Kumar D. ve Rai K. N., 2017, Numerical simulation of time fractional dual-phase-lag model of heat transfer within skin tissue during thermal therapy, J Therm Biol, 67, 49-58.

Kumar P., Kumar D. ve Rai K. N., 2016a, Non-linear dual-phase-lag model for analyzing heat transfer phenomena in living tissues during thermal ablation, J Therm Biol, 60, 204-212.

Kumar P., Kumar D. ve Rai K. N., 2016b, Numerical simulation of dual-phase-lag bioheat transfer model during thermal therapy, Math Biosci, 281, 82-91.

Lee H.-L., Chen W.-L., Chang W.-J., Wei E.-J. ve Yang Y.-C., 2013, Analysis of dual-phase-lag heat conduction in short-pulse laser heating of metals with a hybrid method, Applied Thermal Engineering, 52, 275-283.

Li Z.-Y., Ma T.-X., Chen A. L., Wang Y.-S. ve Zhang C., 2020, Thermal wave crystals based on the dual-phase-lag model, Results in Physics, 19.

Liu K.-C. ve Chen H.-T., 2010, Investigation for the dual phase lag behavior of bio-heat transfer, International Journal of Thermal Sciences, 49, 1138-1146.

Liu K.-C. ve Chen Y.-S., 2016, Analysis of heat transfer and burn damage in a laser irradiated living tissue with the generalized dual-phase-lag model, International Journal of Thermal Sciences, 103, 1-9.

Liu K.-C. ve Wang J.-C., 2014, Analysis of thermal damage to laser irradiated tissue based on the dual-phase-lag model, International Journal of Heat and Mass Transfer, 70, 621-628.

Majchrzak E. ve Mochnacki B., 2018, Dual-phase lag model of thermal processes in a multi-layered microdomain subjected to a strong laser pulse using the implicit scheme of FDM, International Journal of Thermal Sciences, 133, 240-251.

Noroozi M. J., Saedodin S. ve Domiri Ganji D., 2016, A new solution for nonlinear Dual Phase Lagging heat conduction problem, Alexandria Engineering Journal, 55, 1745-1752.

Ordóñez-Miranda J. ve Alvarado-Gil J. J., 2010, Determination of Time-Delay Parameters in the Dual-Phase Lagging Heat Conduction Model, Journal of Heat Transfer, 132.

Ramadan K., 2009, Semi-analytical solutions for the dual phase lag heat conduction in multilayered media, International Journal of Thermal Sciences, 48, 14-25.

Tzou D. Y. 2014. Macro- to Microscale Heat Transfer: The Lagging Behavior (John Wiley & Sons, Ltd.: Hoboken, New Jersey, ABD).

Tzou D. Y. ve Chiu K. S., 2001, Temperature-dependent thermal lagging in ultrafast laser heating, International Journal of Heat and Mass Transfer, 44, 1725-1734.

Vadasz P., 2005, Lack of oscillations in Dual-Phase-Lagging heat conduction for a porous slab subject to imposed heat flux and temperature, International Journal of Heat and Mass Transfer, 48, 2822-2828.

Van der Merwe A. J., Van Rensburg N. F. J. ve Sieberhagen R. H., 2021, Comparing the dual phase lag, Cattaneo-Vernotte and Fourier heat conduction models using modal analysis, Applied Mathematics and Computation, 396.

Xu M. ve Wang L., 2005, Dual-phase-lagging heat conduction based on Boltzmann transport equation, International Journal of Heat and Mass Transfer, 48, 5616-5624.

Yeoh G. H., Gu X., Timchenko V., Valenzuela S. M. ve Cornell B. A., 2016, High order accurate dual-phase-lag numerical model for microscopic heating in multiple domains, International Communications in Heat and Mass Transfer, 78, 21-28.

Youssef H. M. ve Alghamdi N. A., 2020, The exact analytical solution of the dual-phase-lag two-temperature bioheat transfer of a skin tissue subjected to constant heat flux, Sci Rep, 10, 15946.

Zhang Y., Chen B. ve Li D., 2017, Non-Fourier effect of laser-mediated thermal behaviors in bio-tissues: A numerical study by the dual-phase-lag model, International Journal of Heat and Mass Transfer, 108, 1428-1438.

MOLECULAR DYNAMICS SIMULATION OF BINARY MIXTURE FLOW IN NANOCHANNEL: THERMAL TRANSPORT ANALYSIS

Muhammed Murat AKSOY*
*Osmaniye Korkut Ata University, Faculty of Engineering and Natural Sciences, Department of Energy Systems Engineering, 80000, Osmaniye,Türkiye, muhammedmurataksoy@osmaniye.edu.tr

Abstract: This study investigates thermal transport phenomena in a binary mixture under Poiseuille flow conditions using molecular dynamics simulations. A two-dimensional nanochannel containing a mixture of Argon and Helium atoms was simulated at 300K using Lennard-Jones parameters. The structural organization of the binary fluid was characterized through radial distribution function analysis, revealing distinct coordination patterns between the two particles despite the significantly weaker Helium-Helium interactions compared to Argon-Argon interactions. Thermal transport analysis demonstrated that Helium atoms achieve velocities approximately two times higher than Argon atoms while maintaining similar kinetic energy distributions. This differential flow behavior creates natural thermal transport channels within the binary fluid that could enhance heat transfer in nanoscale systems. These findings provide insights into the fundamental mechanisms of thermal transport in binary mixtures at the nanoscale and suggest strategies for optimizing thermal management in microfluidic and lab-on-a-chip devices.
Keywords: Molecular Dynamics simulation, Nanochannel, Argon, Helium

NANOKANALDA İKİLİ KARIŞIMLI AKIŞININ MOLEKÜLER DİNAMİK SİMÜLASYONU: TERMAL TAŞIMA ANALİZİ

Özet: Bu çalışma, moleküler dinamik simülasyonu kullanarak Poiseuille akış koşulları altında ikili bir karışımdaki termal taşıma olaylarını araştırmaktadır. Argon ve Helyum atomlarının karışımını içeren iki boyutlu bir nanokanal, Lennard-Jones parametreleri kullanılarak 300K'de simülasyonu gerçekleştirildi. İkili sıvının yapısal organizasyonu, radyal dağılım fonksiyon analizi ile karakterize edildi ve Argon-Argon etkileşimlerine kıyasla önemli ölçüde daha zayıf Helyum-Helyum etkileşimlerine rağmen iki tür arasında farklı koordinasyon modelleri ortaya çıkardı. Termal taşıma analizi, Helyum atomlarının benzer kinetik enerji dağılımlarını korurken Argon atomlarından yaklaşık iki kat daha yüksek hızlara ulaştığını göstermiştir. Bu farklı akış davranışı, ikili akışkan içinde nano ölçekli sistemlerde ısı transferini artırabilecek doğal termal taşıma kanalları oluşturur. Bu bulgular, nano ölçekte ikili karışımlardaki termal taşınımın temel mekanizmaları hakkında fikir vermekte ve mikroakışkan ve çip üzerinde laboratuvar cihazlarında termal yönetimi optimize etmek için stratejiler önermektedir.
Anahtar Kelimeler: Moleküler Dinamik simülasyonu, Nanokanal, Argon, Helyum

INTRODUCTION

The numerical investigation of flows in nanochannels is essentially important to understand its physics from the practical essence because generating experimental setups are commonly difficult. For this reason, creating a valid simulation is suitable to understand the fluid flow such as Poiseuille flow in nanochannels. These simulations are particularly relevant for lab-on-chip (LOC) devices, which form critical components of micro and nanoelectromechanical systems with numerous practical applications.

For the numerical part of a fluid flow, Knudsen number (Kn) becomes an important parameter that defines the system conditions whether continuum mechanics remains valid or statistical approaches become necessary to numerically solve the problem. For nano scale applications, Molecular Dynamics (MD) simulations offer a deterministic approach to track particle positions and calculate physical properties with atomic precision. The review study by Hollingsworth and Dror (2018) demonstrates the basics of MD simulation and they also presented how the MD studies can influence to create experimental setups. Furthermore, the accuracy of these simulations depends critically on selecting appropriate interatomic potentials that realistically represent molecular interactions, particularly for multi-component systems where particle dependent behavior emerges (Allen and Tildesley, 2017).

The Poiseuille or Coutte flow problems are commonly investigated for nano scales (Travis and Gubbins, 2000; Zhang, 2016). Additionally , Yu and Wang (2012) used equilibrium and non-equilibrium MD methods to explore the evaporation of Ar atoms in a platinum nanochannel. Also, they attempted to theoretically model their problem, but the non-equilibrium MD simulation yields better results. Wang et al. (2016) examined the behavior of liquid Ar atoms separated by nano gap inside of a copper nanochannel. Their focus was on the thermal resistance change with respect to the gap distance. In another study of Ar atoms, Zhang et al. (2017) conducted the MD simulation to discern the boiling mechanism of liquid Ar on various geometrically modified copper surfaces. Noorian et al. (2014) examined liquid argon Poiseuille flow in nanochannels with triangular and cylindrical surface roughness using non-equilibrium molecular dynamics simulation. Their results showed that decreasing the gap between roughness elements reduced both maximum and slip velocities, with triangular roughness causing more significant reductions than cylindrical elements. However, cylindrical roughness had greater overall impact on flow velocity compared to smooth channels, resulting in increased particle trapping near walls.

Moreover, the binary mixtures of Argon and Helium were investigated. Kandemir and Sevilgen (2008) used MD for He-Ar mixtures. Their results revealed that lighter helium atoms diffuse more rapidly into argon regions, while maintaining higher energy in their original domain. Heavier argon molecules proved more responsive to flow conditions but were less sensitive to temperature gradients than helium.

In this study, the thermal transport behavior of a binary mixture of Argon (Ar) and Helium (He) atoms is investigated in a nanochannel. Argon and Helium are commonly used together or separately because they are characterized as Lennard-Jones fluid, and they can imitate the real physical problems. A shear force is additionally applied to the atoms to understand the flow physics between structural organization and thermal transport properties at the nanoscale, with particular emphasis on the differential behavior of the two particles under confinement.

MATERIAL AND METHOD

To create the MD simulation, a 2D nanochannel was constructed with dimensions of 100 × 50 Å in the xy-plane. The binary mixture was generated by randomly distributing Helium (He) atoms among Argon (Ar) atoms throughout the fluid region. Helium atoms constituted approximately 20% of the total atoms in the flow region. Figure 1 presents the nanochannel geometry and the initial positions of the particles.

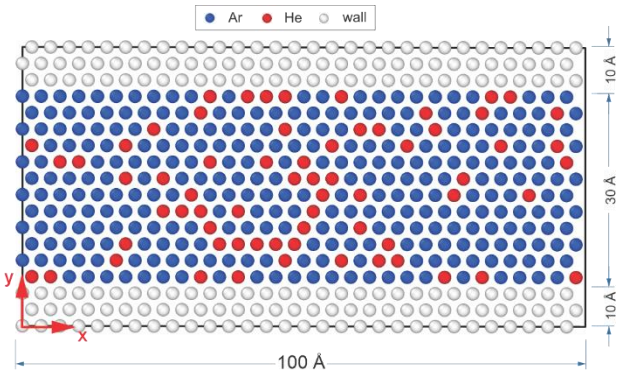


Figure 1. System model and initial positions of the particles

The simulation was maintained at 300K using a Langevin thermostat with a damping parameter of 100 fs. For the flow dynamics, an NVE (microcanonical) ensemble was employed in conjunction with the thermostat to accurately capture the non-equilibrium behavior. A Poiseuille flow was established using a combination of boundary conditions. The top and bottom walls were fixed and an external force applied to the fluid atoms in the x-direction with a periodic boundary condition applied. This external force incorporated shear-dependent behavior with a base force of 0.5 and additional amplification factors to simulate non-Newtonian effects. The total simulation time was 250,000 fs, with an integration timestep of 1 fs, and data collecting at 1000 fs intervals for analysis.

For the interaction potential of particles, the Lennard-Jones (L-J) 12-6 potential was implemented, and the total potential energy (E_{LJ}) between the particles is presented in Equation 1.

$$E_{LJ} = 4\varepsilon\left[\left(\frac{\sigma}{r}\right)^{12} - \left(\frac{\sigma}{r}\right)^{6}\right] \quad (1)$$

In Equation 1, r shows the distance between the atoms, ε presents the binding energy between the atoms, and σ reveals the equilibrium non-bond distance, indicating the effective diameter of the atom or the distance of closest approach between two atoms. A cutoff radius of 2.5σ (8.5 Å for Argon) was defined for E_{LJ}. The Lorentz-Berthelot mixing rules were applied for cross-particles interactions, with geometric mean for energy parameters and arithmetic mean for distance parameters. Also, the complete set of Lennard-Jones 12-6 parameters that used in the current simulation is presented in Table 1 (Talu and Myers, 2001). The LAMMPS molecular dynamics package (Thompson et al., 2022) was employed for all simulations, and OVITO Basic (Stukowski, 2009) was used for visualization.

Table 1. Interaction parameters for L-J 12-6 potential

Interaction	σ (Å)	ε (kcal/mol)
Ar – Ar	3.4	0.237
He – He	2.6	0.022
Ar – He	3.0	0.0722

RESULTS AND DISCUSSION

Figure 2 presents the Lennard-Jones interaction potential of Argon (Ar) and Helium (He) atoms, revealing the fundamental physics of the binary fluid simulation. It can be interpreted that Ar atoms should form a more stable structure because Ar has deeper potential energy (i.e., -0.237 kcal/mol). Since the energy difference of He is lower (i.e., -0.022 kcal/mol), Ar atoms and wall particles cannot constrain He atoms, yielding they easily move in the nanochannel. The combined interaction of Ar – He is closer to helium's behavior. Furthermore, the repulsive part of He increases sharply at closer distances than Ar. This influences the collision dynamics, especially at higher temperatures. Overall, the Argon well is almost eleven times deeper than Helium, implying much stronger cohesive forces. Hence, the mixing of Ar – He interaction exhibits an intermediate repulsive behavior compared to its attractive part.

Figure 3 shows the Radial Distribution Function (RDF), aligning with the results of L-J 12-6 interaction potentials. From this figure, RDF results demonstrate how the interatomic potentials directly translate to structural organization. From the theoretical expectation based on L-J potential, the nearest neighbor atoms of Ar-Ar and He-He were calculated as 3.4 Å and 2.6 Å, respectively.

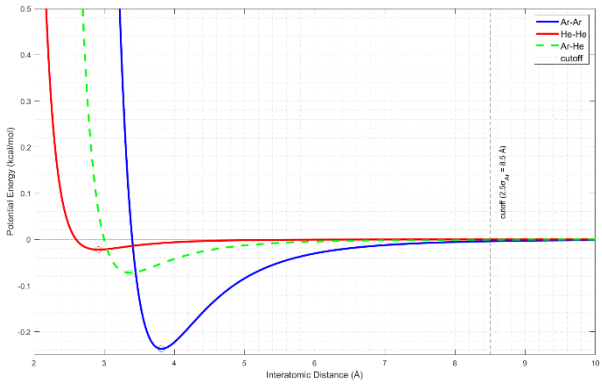


Figure 2. Lennard-Jones 12-6 interatomic potential

From the RDF analysis results, it is observed that the first peak of Ar and He is 3.84 Å and 2.34 Å, which are close enough to the theoretical data and in other words, they better reflect the smaller atomic size. Notably, He atoms exhibit similar or even stronger local ordering than Ar atoms, although He atoms have shallow potential energy. The reason for this can be the higher mobility of He atoms due to its lower mass and weaker interactions because it provides enhanced local structure by allowing, He atoms to more easily approach optimal positions. Also, the spatial efficiency would be an effective parameter because the smaller size of He atoms allows more efficient packing, yielding more well-defined coordination. The clearer separation between the first and second peaks in Figure 3 creates the structural difference that directly impacts how heat moves through the binary mixture in the nanochannel. Also, the shorter He-He nearest-neighbor distance (2.34 Å) compared to Ar-Ar (3.84 Å) allows more frequent collisions and energy transfer.

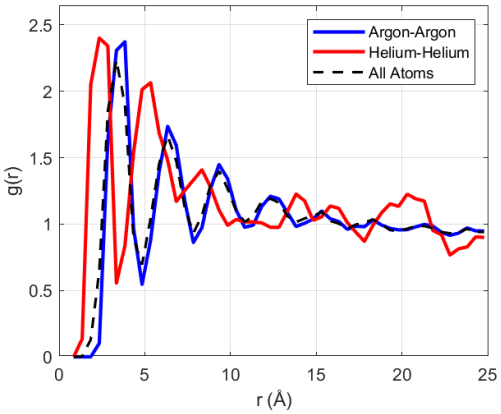


Figure 3. Radial Distribution Function, g(r), of particles with respect to the distance

Figure 4 reveals four sub-plots to thoroughly investigate the thermal analysis in nanochannel. These results present remarkable particle dependent behavior with significant implications for nanoscale thermal transport. Figure 4a shows the final timestep of the simulation, and it can be compared with the initial positions of the particles in Figure 1. From Figure 4b, it can be concluded from this figure that He atoms move almost two times faster than Ar atom (9.25×10^{-4} Å/fs and 4.54×10^{-4} Å/fs for He and Ar, respectively) because the weaker He-He interactions lead to enhanced mobility. Near the mid-section of the nanochannel, particularly y ≈ 21Å and y ≈ 26Å, the velocity profile demonstrates layer-dependent behavior with Helium, yielding larger velocity magnitudes.

In Figure 4c, the kinetic energies are remarkably similar despite the velocity differences (0.6011 kcal/mol and 0.6332 kcal/mol for He and Ar). The ratio of energy is 0.95, demonstrating the system is approaching thermal equilibrium as expected from equipartition theorem. The mass-velocity product ratio (He/Ar) of 0.204 indicates that despite higher velocities, Helium carries proportionally less momentum due to its lower mass. This creates a complex momentum transfer dynamic between the particles that affects thermal transport. Figure 4d reveals that energized atom positions inside the nanochannel. Helium atoms (red) appear to distribute more evenly throughout the channel. The 2D energy distribution reveals localized high-energy regions (yellow-red spots) that could act as thermal hotspots.

Consequently, despite similar kinetic energy values, Helium has velocity advantage and He-He weaker interactions dramatically reduce flow resistance. From Helium atoms perspective, this creates a natural faster movement for thermal energy transport through Argon atoms inside the nanochannel. From the practical perspectives, the results show that the binary mixtures could significantly enhance convective cooling and allow precise thermal management in nano- or micro- fluidic devices, especially on a single LOC device.

CONCLUSION

The molecular dynamics simulation of Argon-Helium binary mixtures in nanochannels demonstrates complex thermal transport mechanisms especially for nanoscale thermal management applications. Despite the 11-fold difference in interaction strengths between Argon and Helium atoms, both particles maintain distinct structural organization as evidenced by their respective radial distribution functions, with Helium exhibiting a first coordination peak at 2.34 Å compared to Argon's 3.84 Å. This structural difference, combined with Helium's enhanced mobility (2 times higher velocity than Argon), creates efficient pathways for thermal energy transport through the binary fluid.

The observed differential particles behavior cannot be predicted from simple mixing rules, highlighting the emergence of unique thermal transport properties in binary systems at the nanoscale. Despite their dramatically different velocities, both particles approach thermal equilibrium with similar kinetic energy distributions, demonstrating the equilibrium-nonequilibrium duality present in confined nanoscale flows. These findings suggest that binary mixtures offer tunable thermal transport properties that could be exploited in microfluidic heat transfer applications. This study establishes a foundation for designing more efficient cooling strategies in lab-on-a-chip devices and other nanoscale thermal management applications through the strategic use of binary fluid mixtures.

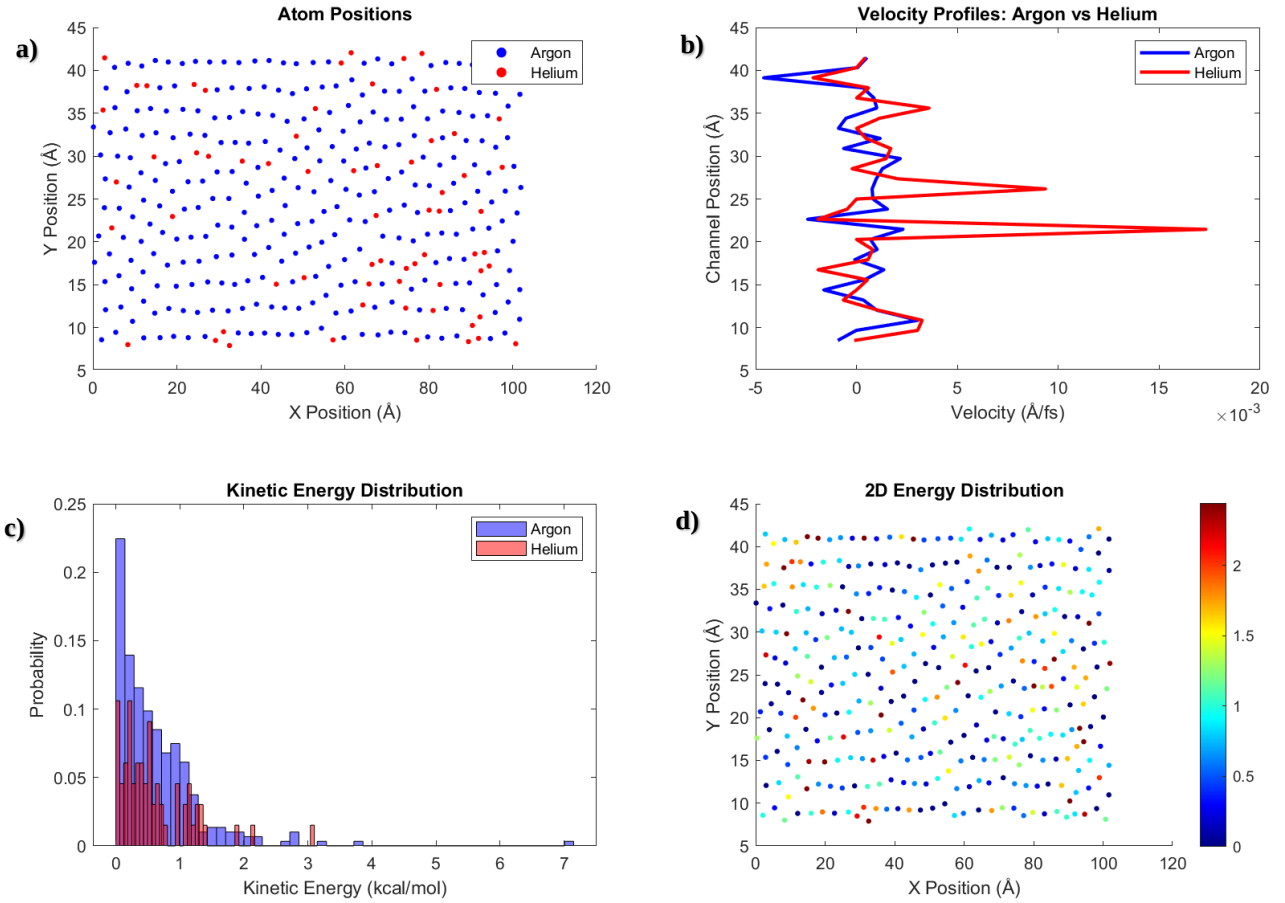


Figure 4. Thermal analysis of Argon-Helium binary fluid, (a) the final positions of atoms, (b) velocity profiles, (c) kinetic energy distribution, (d) energy distribution

NOMENCLATURE

r	Distance between particles [Å]
σ	Non-bond distance [Å]
ε	Binding energy of particles [kcal/mol]
E_{LJ}	Lennard-Jones energy [kcal/mol]
g(r)	Radial distribution function

REFERENCES

Allen, M.P., Tildesley, D.J., 2017. Computer Simulation of Liquids: Second Edition. Oxford University Press.

Hollingsworth, S.A., Dror, R.O., 2018. Molecular Dynamics Simulation for All. Neuron 99, 1129–1143. https://doi.org/10.1016/j.neuron.2018.08.011

Kandemir, I., Sevilgen, F.E., 2008. Molecular dynamics simulation of helium–argon gas mixture under various wall conditions. Mol. Simul. 34, 795–808. https://doi.org/10.1080/08927020802275785

Noorian, H., Toghraie, D., Azimian, A.R., 2014. The effects of surface roughness geometry of flow undergoing Poiseuille flow by molecular dynamics simulation. Heat Mass Transf. 50, 95–104. https://doi.org/10.1007/s00231-013-1231-y

Stukowski, A., 2009. Visualization and analysis of atomistic simulation data with OVITO–the Open Visualization Tool. Model. Simul. Mater. Sci. Eng. 18, 015012. https://doi.org/10.1088/0965-0393/18/1/015012

Talu, O., Myers, A.L., 2001. Reference potentials for adsorption of helium, argon, methane, and krypton in high-silica zeolites. Colloids Surf. Physicochem. Eng. Asp. 187–188, 83–93. https://doi.org/10.1016/S0927-7757(01)00628-8

Thompson, A.P., Aktulga, H.M., Berger, R., Bolintineanu, D.S., Brown, W.M., Crozier, P.S., In 'T Veld, P.J., Kohlmeyer, A., Moore, S.G., Nguyen, T.D., Shan, R., Stevens, M.J., Tranchida, J., Trott, C., Plimpton, S.J., 2022. LAMMPS - a flexible simulation tool for particle-based materials modeling at the atomic, meso, and continuum scales. Comput. Phys. Commun. 271, 108171. https://doi.org/10.1016/j.cpc.2021.108171

Travis, K.P., Gubbins, K.E., 2000. Poiseuille flow of Lennard-Jones fluids in narrow slit pores. J. Chem. Phys. 112, 1984–1994. https://doi.org/10.1063/1.480758

Wang, X., Cheng, P., Quan, X., 2016. Molecular dynamics simulations of thermal boundary resistances in a liquid between two solid walls separated by a nano gap. Int. Commun. Heat Mass Transf. 77, 183–189. https://doi.org/10.1016/j.icheatmasstransfer.2016.08.006

Yu, J., Wang, H., 2012. A molecular dynamics investigation on evaporation of thin liquid films. Int. J. Heat Mass Transf. 55, 1218–1225. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2011.09.035

Zhang, S., Hao, F., Chen, H., Yuan, W., Tang, Y., Chen, X., 2017. Molecular dynamics simulation on explosive boiling of liquid argon film on copper nanochannels. Appl. Therm. Eng. 113, 208–214. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2016.11.034

Zhang, Y., 2016. Effect of wall surface modification in the combined Couette and Poiseuille flows in a nano channel. Int. J. Heat Mass Transf. 100, 672–679. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2016.05.010

PLUG-IN SOĞUTMA DOLAPLARINDA EVAPORATÖR ÖNÜ AKIŞ DÜZENLEYİCİ GELİŞTİRİLMESİ

Sercan YAĞMUR*, Sercan DOĞAN*, Aziz Hakan ALTUN, Kadir ERDOĞAN ***, Safa VURAL*****
*Konya Teknik Üniversitesi, Mühendislik ve Doğa Bilimleri Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü,
42250, Selçuklu, KONYA, syagmur@ktun.edu.tr, sercandogan@ktun.edu.tr
** Selçuk Üniversitesi, Sivil Havacılık Yüksekokulu, Uçak Gövde Motor Bakımı Bölümü, 42250 Selçuklu, KONYA,
ahaltun@selcuk.edu.tr
*** Çağlayan Soğutma Anonim Şirketi, 42250 Selçuklu, KONYA
k.erdogan@caglayansogutma.com, s.vural@caglayansogutma.com

Özet: Artan enerji maliyetleri ve küresel ölçekte zorunlu hale getirilen enerji tasarrufuna yönelik politikalar, gıda sektöründeki firmaları daha düşük enerji tüketimine sahip soğutma dolapları imal etmeye yönlendirmektedir. Bu doğrultuda, teşhir tipi soğutma dolaplarında hava akışını optimize ederek soğutma verimliliğini artırmak büyük bir gereklilik haline gelmiştir. Bu çalışmada, evaporatör üzerinden geçen havanın daha fazla soğutulması amacıyla evaporatöre giren havayı yönlendirmek için özel olarak tasarlanmış yönlendirici kanatlar geliştirilmiştir. Böylece, dolap içinde sirküle olan havanın evaporatör üzerinden daha eşit dağılımla geçirilmesini sağlayarak, soğutma kapasitesinin en verimli şekilde kullanılması hedeflenmiştir. Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) yöntemi kullanılarak optimize edilen yönlendirici kanatlar, hava akışını düzenleyerek evaporatör önünde daha üniform bir hız dağılımı oluşturmuştur. Çalışmada, ortam sıcaklığı 25°C ve evaporasyon sıcaklığı -10°C olacak şekilde iki boyutlu analizler yapılmıştır ve türbülanslı akış modellemesi için k-ε türbülans modeli kullanılmıştır. Yapılan analizler sonucunda, geliştirilen akış düzenleyicinin evaporatör öncesinde ölçülen hız dağılımını %70 oranında iyileştirdiği görülmüştür. Bu düzenleme sayesinde, dolap içerisindeki hava akışı daha homojen şekilde dağıtılmıştır ve evaporatörün etkin kullanımı sağlanmıştır. Özellikle, evaporatörü dolap arka panelinde bulunan teşhir tipi soğutma dolapları için büyük bir avantaj sağlayan bu tasarım, farklı evaporatör devreleme sistemi ile sürekli tasarım değişikliği yapılmasının önüne geçerek, dolap içindeki buzlanma sorunlarının önemli ölçüde azaltılması sağlanmıştır. Sonuç olarak, hava akışının daha etkin yönlendirilmesi ile enerji tüketimi düşürülmüştür ve böylece daha verimli, çevre dostu ve rekabetçi soğutma dolaplarının geliştirilmesine olanak sağlanmıştır.
Anahtar Kelimler: HAD, Kılavuz kanat, Soğutma teşhir dolabı, Türbülans.

DEVELOPMENT OF AN AIRFLOW REGULATOR IN FRONT OF THE EVAPORATOR FOR PLUG-IN REFRIGERATION CABINETS

Abstract: The escalating costs of energy, in conjunction with global policies promoting energy conservation, have prompted companies in the food industry to adopt refrigeration systems that exhibit reduced energy consumption. Consequently, there is a growing imperative to enhance the cooling efficiency of display refrigerators through the optimization of airflow. In this study, guide vanes have been developed with the specific purpose of improving the airflow in front of the evaporator. The objective is to utilize the cooling capacity in the most efficient manner by ensuring that the air circulating in the cabinet is more evenly distributed over the evaporator. The guide vanes, which have been optimized using the Computational Fluid Dynamics (CFD) method, regulate the air flow and create a more uniform velocity distribution in front of the evaporator. The k-ε turbulence model was employed for the two-dimensional analysis of turbulent flow, with ambient temperature set at 25°C and evaporation temperature at -10°C. The analysis yielded the observation that the developed flow regulator enhanced the velocity distribution measured prior to the evaporator by 70%. This configuration has been demonstrated to enhance the uniformity and efficacy of airflow within the cabinet, thereby optimizing the utilization of the evaporator. This design offers a significant advantage, particularly for display-type refrigerators with the evaporator situated on the back panel of the cabinet. It prevents the need for continuous design changes with different circuits and substantially reduces frost formation in the cabinet. Consequently, energy consumption has been reduced by directing the air flow more effectively, thus enabling the development of more efficient, environmentally friendly and competitive refrigerators.
Keywords: CFD, Guide vane, Display refrigeration cabinet, Turbulence.

GİRİŞ

Enerji tüketiminin yoğun olduğu soğutma sektöründe verimliliğinin artırılması amacıyla pek çok çalışma yapılmıştır. Özellikle, endüstriyel tip dolaplar için soğutma elemanları ve farklı soğutucu akışkanların kullanımı üzerine yoğunlaşmış araştırmalar bulunmaktadır. Sektör temsilcileri ve araştırmacılar, açık dikey tip endüstriyel soğutma dolaplarında dolap içi ve dışı arasındaki etkileşimi azaltmak amacıyla kullanılan hava perdeleri ile ilgili son yıllarda çok sayıda araştırmalara ilgi göstermektedir. Bu çalışmaların yanı sıra dolap içinde hava akışının daha az basınç kaybı ile sirküle edilmesi ve evaporatör üzerinden geçen havanın yüzey ile temasının artırılması ile ilgili araştırmalar daha popüler hale gelmiştir. Dolap içinde akışın özellikle yön değiştirdiği bölgelerinde daha az basınç kaybı ile ilerlemesi ve sonrasında üniform hız profiline daha yakın bir akış yapısı elde edilmek amacıyla çeşitli yönlendiriciler kullanılmaktadır. Bu yönlendiriciler boru hatlarında basınç kaybını azaltmak ve hız profilini üniform hale getirmek için uygulamada kullanılmaktadır ve borulama sistemlerindeki dirsekler için yapılan çalışmalarda bulunmaktadır. Akış yönlendiricilerin doğrudan endüstriyel tip dolap içinde kullanımı neredeyse yok denecek kadar azdır. Ancak, borulamada sistemlerinde kullanılan dirseklerin akış yönlendirici olarak kullanıldığı çalışmalar mevcuttur.

Boru dirsek bölgesindeki akış direncinin azaltılması amacıyla düz bir yönlendirici ile ucuna testere dişler açılmış bir yönlendirici için deneysel ve sayısal araştırmalar yapılmıştır (Zhang vd. 2022). Çalışmalarda dişlerin genişliği, yüksekliği ve sayıları değiştirilmiştir. Çalışma sonuçları direnç azaltma oranı ve entropi üretimi olarak iki şekilde karşılaştırılmıştır. Kılavuz kanat genişliğinin bir testere diş yüksekliğine oranı boyutsuz olarak tanımlanmıştır ve bu değerin 0.0625'ten büyük olduğu durumlarda direnç performansında iyileştirme elde edilmiştir. En fazla dirsek direnci %9,1 oranında azaltılmıştır. Ayrıca kılavuz kanatların dirsekten sonraki akış hızı dağılımı üzerinde olumlu etkileri tespit edilmiştir.

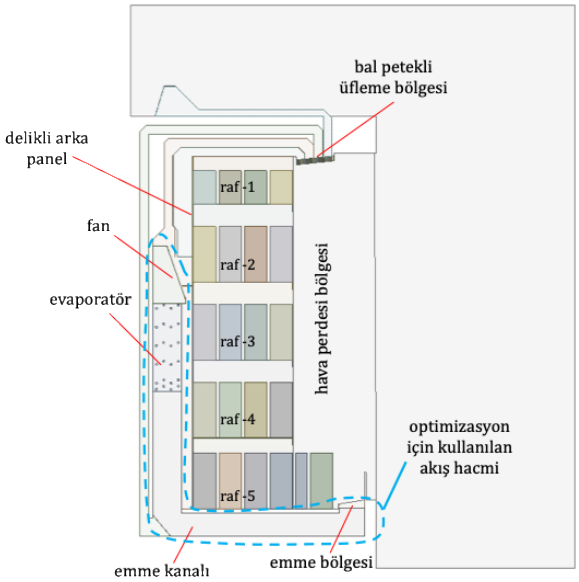
Açık dikdörtgen bir kanalda yapılan çalışmada; 90° dönüşlü dirsek içerisine dirsek etrafındaki akışı deneysel incelemek üzere bir kılavuz kanat yerleştirilmiştir (Han vd. 2011). Deneysel çalışmalar için Laser Doppler Anemometresi kullanılmıştır ve üç boyutlu türbülanslı akışa ait sonuçlar elde edilmiştir. Kanatlı ve kanatsız durumlar için akış görselleştirme deney sonuçları ve hız verileri karşılaştırılmıştır. Sonuç olarak, kullanılan dört bölmeli kanatların dirsek sonrasındaki akışta meydana gelen ayrılmaları, ikincil akış yoğunluğunu ve türbülans değerlerini azalttığını tespit etmişlerdir.

Bir diğer çalışmada; U şeklindeki bir kanal içerisine farklı katmanlı ve farklı geometride tasarlanmış kılavuz kanatlar yerleştirilerek HAD yöntemi ile sayısal çözümlemeler yapılmıştır (Wu vd. 2021). Bu çalışmada kılavuz kanatların hem basınç kaybı hem de ısı transferi açısından etkileri incelenmiştir. Kılavuz kanat kullanımı ile en iyi durumda kanaldaki toplam basınç düşümünde %70 azalma olduğu belirlenmiştir. Buna ek olarak ısı transferinde %21.77 ve ısı transferi ve basınç kaybının birlikte değerlendirildiği performans değerlendirme kriterinin de %71,64 oranında arttığı görülmüştür. Bu çalışmaların yanı sıra farklı kılavuz kanat tipleri kullanılarak basınç kaybının azaltılması ve akışın üniform hale getirilmesi için deneysel ve sayısal araştırmalar yapılmıştır (Gao vd 2018, Reghunathan Valsala vd. 2019, Yagmur vd. 2023, Liu vd 2025).

Çalışmalarda, ticari olarak kullanılan 5 raflı plug-in tipi bir endüstriyel soğutma dolabı için kullanılan evaporatör üzerine gelen havanın emme kanalında daha az enerji kaybederek ilerlemesi amacıyla bir yönlendirici tasarımı yapılmıştır. Öncelikle mevcut durumdaki dolap için akış ve ısı transferi analizleri yapılmıştır. Daha sonra tasarlanan yönlendirici emme kanalına dahil edilerek optimum açının tespit edilmesi amacıyla 2D optimizasyon çalışmaları yürütülmüştür. Sonuç olarak optimum yönlendirici açısı tespit edilmiştir ve buna bağlı olarak evaporatör üzerine gelen hava hızları daha üniform hale getirilmiştir. Bu durumda evaporatör üzerinde yapılan soğutma daha da etkinleşmiştir ve hava daha düşük sıcaklıkta dolap içine yönlendirilmiştir.

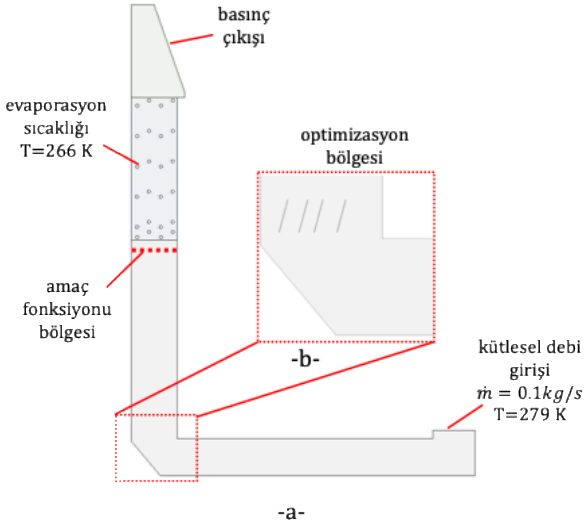
MATERYAL VE METOD

Çalışmalarda, Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) yöntemi kullanılmıştır ve sayısal çözümlemeler ANSYS (ANSYS, 2023) programı yardımıyla yapılmıştır. Akış hareketi ve ısı transferi çözümleri için süreklilik ve momentumun korunumu denklemleri ile enerji denklemi çözülmüştür. Denklem çözümleri için hava akışkanı daimî, sıkıştırılamaz, türbülanslı ve iki boyutlu olarak kabul edilmiştir. Bunların yanı sıra türbülanslı akış şartlarındaki akış etkilerinin belirlenmesi amacıyla literatürde de tavsiye edilen k-ε türbülans modeli tercih edilmiştir (Shih vd, 1995).



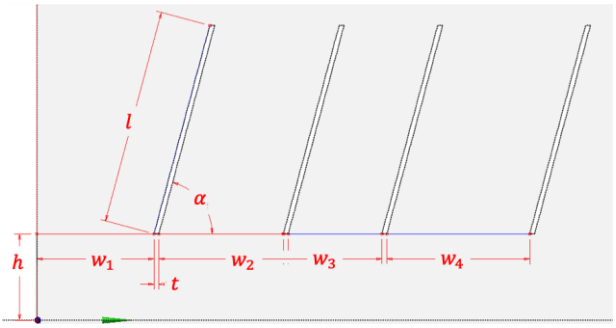
Şekil 1. Geometrik model

Şekil 1'de sayısal çalışmalarda kullanılan dolap içi ve akış hacmine ait tanımlamalar sunulmuştur. Dolap içindeki akış bir fan yardımıyla sirküle edilmektedir. Fan ile üflenen hava, öncelikle emme bölümünden geçerek dolap arka kısmında bulunan bir evaporatör ile soğutulmaktadır. Soğuyan hava dolap üst kısmındaki kanaldan geçerek üfleme bölgesinden dolap içine bir honeycomb ile yönlendirilmektedir. Bu dolap modelinde aynı zamanda evaporatör sonrası arka panelden raf içlerine doğru küçük çapa sahip delikler yardımıyla hava yönlendirilmektedir. Böylece üfleme bölgesinden gelen havanın tam olarak ulaşmadığı ölü bölgelerde hareketlendirilmektedir. Evaporatör ile soğutulan hava sıcaklığı EN 23953-2 (BSI EN ISO 23953-2:2015, 2015) standardında belirtilen dolap içi ve ürün sıcaklık değerlerine göre belirlenmektedir. Şekil 2'de sayısal çalışmalarda kullanılan sınır şartları ve optimize edilmek için kullanılan yönlendirici görülmektedir. Akış ve ısı transferi çözümleri için giriş sınır şartı olarak kütlesel debi ve sıcaklık değerleri sırasıyla 0.1 kg/s ve 279 K olarak alınmıştır. Çıkış bölgesi olarak tanımlanan ve evaporatör sonrasında bulunan kısım, basınç sınır şartına bağlı olarak çözülmüştür. Ayrıca optimize edilen 2D yönlendirici kanatların yerleştirildiği bölge ve optimizasyon çalışmaları için amaç fonksiyonu olarak kullanılan evaporatör girişinin yaklaşık 50 mm öncesinde bulunan yatay bir çizgi boyunca hız değerlerinin alındığı kısım şekilde verilmiştir.



Şekil 2. Sınır şartları ve optimizasyon bölgesi

Şekil 3'te, 2D olarak tasarlanan yönlendirici kanat boyutları (l ve t) ve optimizasyon çalışmalarında giriş parametreleri olarak kullanılan yönlendirici açısı (α), yönlendirici kanatları arasındaki mesafeler (w_1, w_2, w_3 ve w_4), yönlendiricilerin tabandan yüksekliği (h) ve yönlendirici uzunluğu (l) şematik olarak gösterilmiştir.

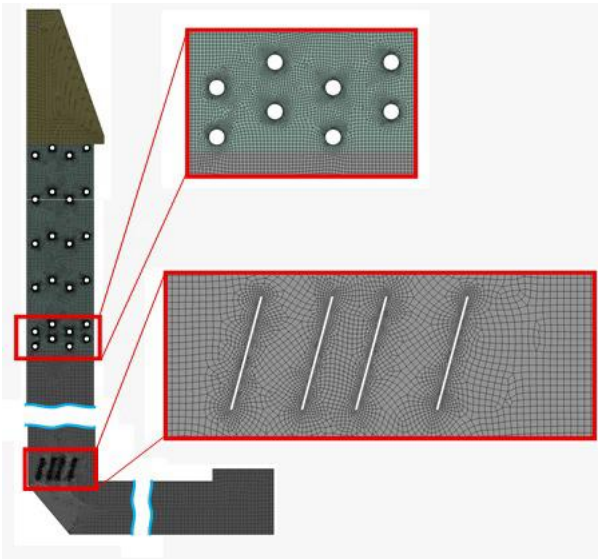


Şekil 3. 2D yönlendirici kanat boyutları ve optimizasyon için kullanılan parametreler

Optimizasyon çalışmaları ANSYS programında genetik algoritma (GA) yaklaşımı kullanılarak Tablo 1'de verilen parametreler için yapılmıştır.

Tablo 1. Optimizasyon parametreleri

Parametre	Değişim Aralığı
h	1-50 (mm) 5-30 (mm)
$w_{1,2,3,4}$	$w_1+w_2+w_3+w_4 \leq 120$ (mm)
α	60° - 90°
l	10 – 40 (mm)

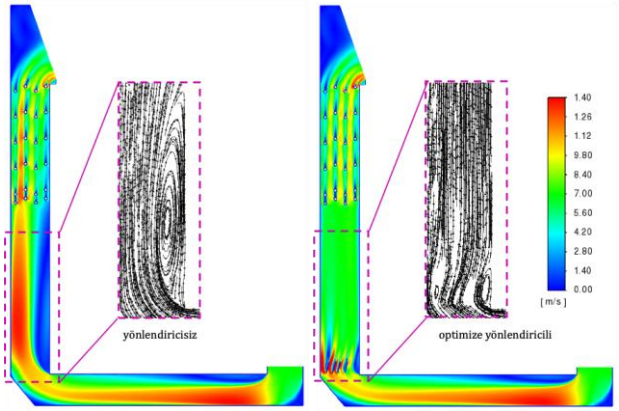


Şekil 4. Sayısal çözümlemelerde kullanılan ağ yapısı

Şekil 4'te, ANSYS programı Meshing modülü ile oluşturulan ağ yapısına ait detaylar verilmiştir. Akış yönlendirici, evaporatör ve dolap iç bölgelerinde lokal ağ yapıları kullanılmıştır ve farklı boyutlarda iki boyutlu hücreler tercih edilmiştir. Optimizasyon çalışmaları öncesinde ağdan bağımsızlaştırma çalışmaları yapılmıştır. Zamandan tasarruf etmek amacıyla en uygun hücre sayısı ile optimizasyon çalışmalarına geçilmiştir. Akış ve ısı transferi çözümleri için en optimum sonucun elde edildiği durumda yaklaşık 232500 eleman kullanılmıştır. Denklemlerin çözümleri için basınç tabanlı çözücü ve "coupled" algoritması kullanılmıştır. Çözümlerde özellikle süreklilik denkleminin 10^{-5} seviyelerine kadar yakınsaması sağlanmıştır ve diğer tüm denklemler için en az 10^{-6} mertebesine kadar çözümler sürdürülmüştür. Denklem çözümleri sonucu optimum akış yönlendirici parametreleri belirlenmiştir. En optimum yönlendirici yerleşimi için hız, sıcaklık ve basınç konturlarının görsel çıktıları sunulmuştur. Ayrıca evaporatör öncesi dikey kesit boyunca alınan hız değerleri yönlendiricisiz ve optimum yönlendirici yerleşimi için grafiksel olarak karşılaştırılmıştır.

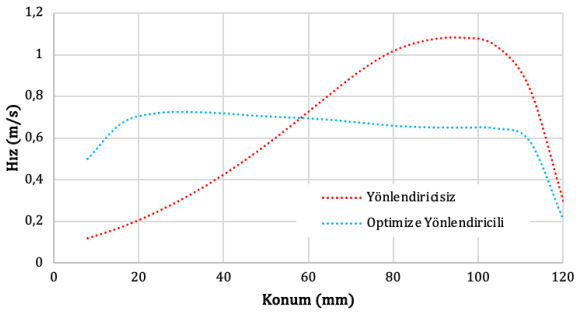
BULGULAR VE TARTIŞMALAR

Çalışmalarda, endüstriyel tip soğutma dolabı içinde sirküle edilen havanın yönlendirilerek daha verimli şekilde soğutulması ve optimum bir hız profili ile ilerlemesi amacıyla optimizasyon çalışmaları yapılmıştır. Özellikle dolap içindeki keskin dönüş bölgelerinde enerjisini kaybeden hava akışının bir yönlendirici yardımıyla ile basınç kaybı azaltılarak evaporatöre ilerlemesi amacıyla optimizasyon çalışmaları yapılmıştır. Yönlendirici açısı, konumu, uzunluğu ve kanatlar arasındaki mesafe parametreleri evaporatör öncesi belirlenen bir konumdaki hız profili değerlerine göre genetik bir algoritma yardımıyla optimize edilmiştir. Çalışmalar sonucunda elde edilen optimum değerler için yönlendirici olmadığı ve optimum yönlendiricinin kullanıldığı durumlara ait hız, sıcaklık ve basınç konturları karşılaştırılmıştır. Ayrıca amaç fonksiyonu olarak kullanılan hız profiline değerler yine her iki durum için grafiksel olarak verilmiştir.



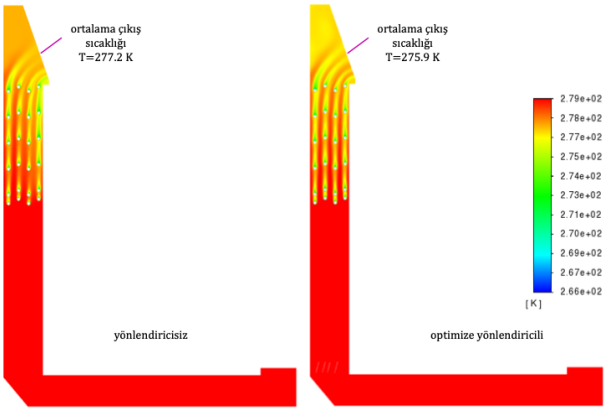
Şekil 5. Yönlendirici kanat olmadan ve optimize edilmiş kanat olması durumunda hız konturlarının ve bölgesel akım çizgilerinin karşılaştırılması

Şekil 5'te emiş bölgesi, evaporatör öncesi ve sonrasında ilerleyen havanın yönlendiricisiz ve optimize edilmiş yönlendirici kullanılma durumlarında elde edilen hız değişim konturları sunulmuştur. Ayrıca yönlendirici ve evaporatör öncesindeki akış bölgesine ait detaylı akım çizgileri de verilmiştir. Akım çizgilerine göre; akışın dönüş bölgesinden sonra yönlendirici kullanılmadığı durumda dolap içi kısmında yakın cidarda bir sirkülasyon oluşturduğu görülmektedir. Bu durum özellikle dolap boyutlandırılmasından dolayı kısa mesafe sonra evaporatörden geçmesi gereken hava için dezavantajlı bir durum oluşturmaktadır. Havanın evaporatör ile arasındaki ısı transferinin verimli şekilde gerçekleştirilmesi için havanın yönlendirilmesi gerektiği bu sonuçlarda açıkça tespit edilmiştir. Hız kontur sonuçları incelendiğinde; yönlendiricisiz akış durumunda havanın kanal içinde yön değiştirdikten sonra karşılıklı kanal cidarları arasında çok yüksek bir hız farkı oluştuğu görülmektedir. Özellikle dolabın dış kısmına yakın cidara bir momentum transferi olması sebebiyle yüksek hızlı akış o bölgeden ilerleyerek hız profili düzelmeden evaporatöre girmektedir. Sonrasında evaporatör boruları arasında belirli bir bölgeden daha yüksek hızda geçerek ilerlemektedir ve bu durum neredeyse havanın dolap içine ulaşana kadar devam etmektedir. Ancak optimum yönlendirici kullanıldığı durumda, dönüş bölgesi sonrasında hız konturlarının tamamen aynı renkte olduğu tespit edilmiştir ve bu durum evaparotöre ulaşana kadar devam etmiştir. Şekil 6'da verilen ve hız konturlarının neredeyse üniform olduğu optimum yönlendirici durumuna ait hız profili değişimi de bu durumu desteklemektedir.



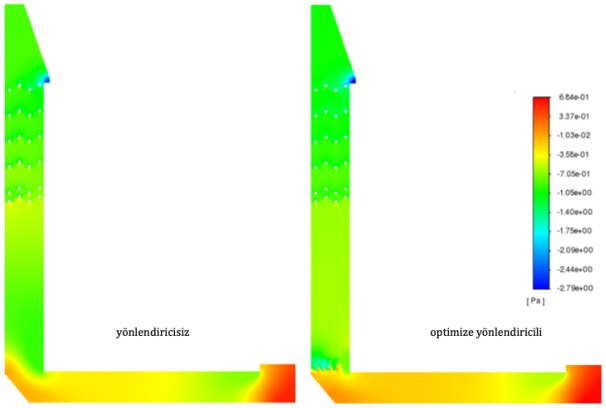
Şekil 6. Amaç fonksiyonu olarak kullanılan ve havanın evaporatör girişi öncesinde alınan yatay kesitteki hız değişimlerinin karşılaştırılması

Şekil 7'de ısı transferi çözümleri sonucunda elde edilen sıcaklık konturlarına ait görseller aynı sıcaklık değer aralığı için kıyaslanmıştır. Sıcaklık değerleri 266 K ile 279 K arasında değişmektedir. Evaporatör sonrasında bir kesitten alınan ortalama sıcaklık değerleri yönlendiricisiz ve optimum yönlendirici kullanılması durumları için sırasıyla 277.2 K ve 275.9 K olarak elde edilmiştir. Bu durum yönlendirici kullanımının akış hız profilindeki değişime bağlı olarak havanın soğutulmasında da etkili olduğunu göstermektedir. Bu sonuçlara göre, yönlendirici kullanılması durumunda hava evaporatör çıkışında yaklaşık 1.3 derece daha soğutulmuştur.



Şekil 7. Yönlendirici kanat olmadan ve optimize edilmiş kanat olması durumunda sıcaklık konturlarının karşılaştırılması

Şekil 8'de verilen basıç konturlarında emiş bölgesindeki fan tarafından basınçlandırılan hava akışında özellikle dönüş bölgesinde daha fazla basınç düşüşü olduğu görülmektedir. Bu durum dönüş bölgesinden havanın yönlendirilmesi gerekliliğini de desteklemektedir. Yönlendirici kullanılması durumunda diğer duruma kıyasla ani düşüşlerin biraz daha azaltılığı ve hava evaporatöre ulaşana kadar dengeli bir basınç düşüşü olduğu tespit edilmiştir. Havanın dönüş bölgesindeki yönlendirici kullanılmasıyla birlikte daha az ani basınç düşüşüne maruz kaldığı kontur renk skalasından da anlaşılmaktadır. Özellikle dönüşten sonra her iki durum kıyaslandığında; yönlendirici kullanıldığı durumda yüksek basınç değerindeki sarı rengi temsil eden bölgenin yoğunluğu daha fazla oluşmuştur. Ayrıca dikey kesit boyunca da basınç düşüşünün daha dengeli olduğu durumu yönlendirici kullanılması ile oluşan üniform hız profilinin de bir sonucudur.



Şekil 8. Yönlendirici kanat olmadan ve optimize edilmiş kanat olması durumunda basınç konturlarının karşılaştırılması

SONUÇLAR

Endüstriyel tip bir soğutma dolabı için havanın daha verimli soğutulması amacıyla emiş kanalı içinde bulunan dönüş bölgesinde havanın enerji kaybının azaltılması amacıyla yönlendirici kanatlar kullanılmıştır. Yönlendirici kanatlar için farklı parametrelere bağlı olarak optimizasyon çalışmaları yapılmıştır. Akış ve ısı transferi çözümleri için HAD yöntemi kullanılmıştır ve en optimum yönlendirici kanat açısı, konumu, uzunluğu ve kanatlar arası mesafe tespit edilmiştir. Elde edilen en önemli sonuçlar aşağıda maddeler halinde verilmiştir.

- Endüstriyel tip bir dolap içinde yönlendirici kanat kullanımı ile evaporatör öncesi akışa ait üniform yapıya çok uygun bir hız profili elde edilmiştir.
- Yönlendirici kanat kullanımı ile yönlendiricisiz duruma kıyasla evaporatör çıkışı sonrasındaki bir kesitte hava sıcaklığı yaklaşık 1.3 K azaltılmıştır.
- Yönlendirici kanat kullanımı ile emiş kanalı içindeki havanın keskin dönüşü sonrasında basınç düşüşünde azalma meydana gelmiştir.
- Yapılan analizler sonucunda, geliştirilen akış düzenleyicinin evaporatör öncesinde ölçülen hız dağılımını %70 oranında iyileştirdiği görülmüştür.
- Farklı kanat parametreleri değiştirilerek yapılan optimizasyon çalışmaları ile zamandan tasarruf edilmiştir.
- En optimum boyutlar ve en uygun konumun tespit edilmesi ile deneysel çalışmalar öncesi ciddi bir maliyet tasarrufu ortaya çıkmıştır.

Bir sonraki aşamada optimum kanat boyutları ve yerleşimi için deneysel çalışmalar yapılarak çalışmanın uygulamaya kazandırılması öngörülmektedir.

TEŞEKKÜR

Yazarlar, çalışmalar boyunca desteklerinden dolayı Çağlayan Soğutma Anonim Şirketi'ne teşekkür eder.

KAYNAKLAR

Shih, T. H., Liou, W. W., Shabbir, A., Yang, Z., & Zhu, J. (1995). A new k-ϵ eddy viscosity model for high reynolds number turbulent flows. *Computers & fluids*, *24*(3), 227-238.

Han, S. S., Ramamurthy, A. S., & Biron, P. M. (2011). Characteristics of flow around open channel 90 bends with vanes. *Journal of Irrigation and Drainage Engineering*, *137*(10), 668-676.

BSI EN ISO 23953-2:2015; Refrigerated Display Cabinets—Part 2: Classification, Requirements and Test Conditions. The International Organization for Standardization: Geneva, Switzerland, 2015.

Gao, R., Liu, K., Li, A., Fang, Z., Yang, Z., & Cong, B. (2018). Study of the shape optimization of a tee guide vane in a ventilation and air-conditioning duct. *Building and Environment*, *132*, 345-356.

Reghunathan Valsala, R., Son, S. W., Suryan, A., & Kim, H. D. (2019). Study on reduction in pressure losses in pipe bends using guide vanes. *Journal of Visualization*, *22*(4), 795-807.

Wu, B., Yang, X., Liu, Z., & Feng, Z. (2021). Effects of novel turning vanes on pressure loss and tip-wall heat transfer in an idealized U-bend channel. International Communications in Heat and Mass Transfer, 121, 105072.

Zhang, C., Li, A., Che, J., Li, Y., Liu, Q., & Zhao, Y. (2022, January). A low-resistance elbow with a bionic sawtooth guide vane in ventilation and air conditioning systems. In Building Simulation (Vol. 15, No. 1, pp. 117-128). Beijing: Tsinghua University Press.

ANSYS, Fluent Theory Guide (ANSYS, Inc., 2023).

Yagmur, S., Gumus, M. S., Dogan, S., & Kalyoncu, M. (2023). Improvement of turbulent flow in a bend using rotational guide vane: A shape optimization. Physics of Fluids, 35(10).

Liu, X., Li, D., Qiao, W., Hou, P., Liao, H., & Jiao, Z. (2025). Energy-efficient design and optimization of bent pipes with guide vanes based on laser powder bed fusion: Enhancing manufacturing precision and fluid flow. *Applied Thermal Engineering*, 126465.

MİNİKANALLARDA ISI TRANSFERİ VE AKIŞKAN AKIŞININ DENEYSEL VE SAYISAL OLARAK İRDELENMESİ

Bahadır GEMİCİOĞLU*, Tolga DEMİRCAN*, Yahya DOĞU*
*Kırıkkale Üniversitesi, Mühendislik ve Doğa Bilimleri Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü,
71450 Yahşihan, KIRIKKALE, bahadirgemicioglu@kku.edu.tr , tolgademircan@gmail.com,
yahyadogu@hotmail.com

Özet: Bu çalışmada, serpantin tipi minikanallarda akış ve ısı transferi davranışlarını deneysel ve sayısal yöntemlerle incelemek amacıyla kapsamlı bir analiz gerçekleştirilmiştir. Bu amaçla, öncelikle bir deney düzeneği tasarlanmış ve kurulmuştur. Bu deney düzeneği aracılığıyla sabit akışkan giriş sıcaklığı, sabit ısı akısı ve 6 farklı hacimsel debi değeri için deneysel sonuçlar elde edilmiştir. Ayrıca aynı geometri ve aynı çalışma parametreleri için sayısal analizler gerçekleştirilmiş ve elde edilen sonuçlar deneysel sonuçlar ile karşılaştırılmıştır. Bu kapsamda, problemin sıcaklık, hız ve basınç dağılımları belirlenmiş ve basınç düşüşü, yüzey sıcaklığı, çıkış sıcaklığı ve Nusselt sayısı gibi temel performans parametrelerinin değişimleri irdelenmiştir. Çalışma sonucunda, elde edilen deneysel ve sayısal sonuçların birbiri ile oldukça uyumlu olduğu görülmüştür. Akışkanın kanala giriş debisinin artırılması ile Nusselt sayısının arttığı, yüzey ve çıkış sıcaklıklarının ise azaldığı gözlemlenmiştir. Ayrıca debi artışına bağlı olarak basınç farkında bir artış gerçekleştiği belirlenmiştir.
Anahtar Kelimler: Minikanal, deneysel çalışma, ısı transferi.

EXPERIMENTAL AND NUMERICAL INVESTIGATION OF HEAT TRANSFER AND FLUID FLOW IN MINI CHANNELS

Abstract: In this study, a comprehensive investigation was conducted to analyze the flow and heat transfer characteristics in serpentine-type minichannels using both experimental and numerical approaches. For this purpose, an experimental setup was designed and constructed. Experimental data were obtained for six different volumetric flow rates under constant fluid inlet temperature and constant heat flux conditions. In parallel, numerical simulations were performed using the same geometric configuration and operating parameters. The results from both methods were compared to evaluate consistency and model accuracy. The study focused on temperature, velocity, and pressure distributions, and examined the variations of main performance parameters such as pressure drop, surface temperature, outlet temperature, and Nusselt number. The findings revealed strong agreement between experimental and numerical results. It was observed that increasing the inlet flow rate led to higher Nusselt numbers while reducing surface and outlet temperatures. Moreover, an increase in flow rate resulted in a corresponding rise in pressure drop across the channel.
Keywords: Minichannel, experimental study, heat transfer

GİRİŞ

Günümüzde teknolojik ürünlerin boyutları giderek küçülmekte, ancak bu küçük hacimlerde daha fazla işlevsellik beklenmektedir. Bu durum, yüksek ısı yoğunluğu problemlerini beraberinde getirmektedir. Araştırmacılar, bu soruna çözüm olarak minikanallar kullanarak, küçük alan ve hacimlerde yüksek ısı transferi sağlamaya çalışmaktadırlar. Minikanallar özellikle bilgisayar işlemcilerinin, fotovoltaik (PV) panellerin, radar sistemlerinin ve bataryalı araç pillerinin soğutulmasında yaygın şekilde kullanılmaktadır.

Minikanallar üzerine kapsamlı bir literatür taraması yapılmış ve literatürde bulunan çalışmalardan bazıları burada verilmiştir. Pfahl ve McElroy (2005), güç elektroniği sistemlerinin teknolojinin gelişimiyle birlikte

artan aşırı ısı dağılımı sorunlarıyla karşı karşıya olduğunu belirtmişlerdir. Kelly ve arkadaşları (2007) ise soğutucu cihazların ve soğutma alanlarının mikroçiplerde olduğu gibi küçüldüğünü; bu küçük boyutlarda maksimum ısı transferi sağlanırken minimum basınç kaybıyla kompakt tasarımlar geliştirildiğini ifade etmiştir. Günümüzde minikanallar, bilgisayar bileşenleri, elektrikli araç pilleri, PV paneller ve radar teknolojilerinin soğutulması gibi birçok alanda kullanılmaktadır. Teknolojinin hızlı gelişimiyle birlikte ürünlerin boyutlarında küçülme yaşanmakta ve küçük alanlardan maksimum ısı yayılımı gerekmektedir.

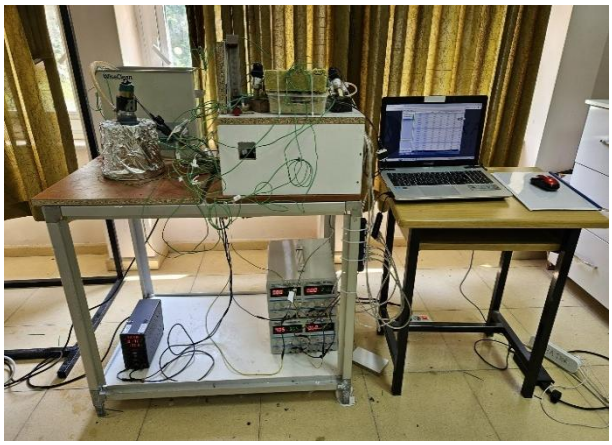
Jafari ve Tits (2018), güç elektroniği teknolojisindeki gelişmelerin yeni zorluklar ve sınırlamalar getirdiğini, bunlardan birinin de yüksek güç çıkışı ile sınırlı soğutma alanlarında artan ısı akışları olduğunu vurgulamışlardır. Bu ısının etkin şekilde atılması, mikro ve mini elemanların sağlığı ve çalışma sürekliliği için kritik öneme sahip olduğunu belirtmişlerdir. Kandlikar ve Grande (2018), kanalların mini ve mikro boyutlarını incelemiş; mini kanalları 0,2 mm ile 3 mm arasındaki hidrolik çapa sahip kanallar olarak, mikro kanalları ise 0,2 mm ile 10 μm arasındaki kanallar olarak sınıflandırmışlardır. Lee ve arkadaşları (2016) ise, bir çipin soğutulmasında kullanılan serpantin boruların bükülmelerinin, hidrodinamik ve termal sınır katmanlarını periyodik olarak kesintiye uğratarak ısı transferini artırdığına dikkat çekmişlerdir.

Literatürde genel olarak düz, standart mini kanal geometrileri üzerine yoğunlaşıldığı ancak serpantin yapılı mini kanallar üzerine çok fazla çalışma bulunmadığı görülmüştür. Bu nedenle bu çalışma kapsamında, serpantin borulu bir akışkan geometrisi seçilmiş, çalışma akışkanı olarak su belirlenmiş ve belirlenen ısı yükü altında bir bilgisayar işlemcisinin daha etkin soğutulması hedeflenmiştir.

MATERYAL VE METOD

Bu çalışmada, minikanallarda akış ve ısı transferi davranışlarını hem deneysel hem de sayısal yöntemlerle incelemeye yönelik bir kurgu oluşturulmuştur. Bu kapsamda bir deney düzeneği tasarlanmış ve kurulan sistem üzerinden elde edilen veriler kullanılarak Nusselt sayısı, basınç farkı gibi parametreler hesaplanmıştır. Aynı minikanal geometrisi ve sınır koşulları, sayısal analizlerde de kullanılmış; elde edilen sayısal sonuçlar, deneysel verilerle karşılaştırılarak doğrulama çalışmaları gerçekleştirilmiştir.

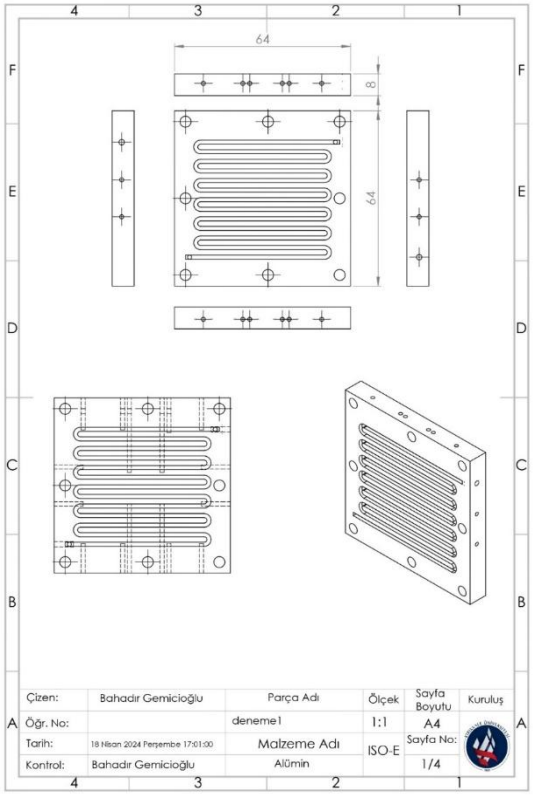
Şekil 1'de, çalışma kapsamında tasarlanan ve kurulan deney düzeneğinin genel görünümü sunulmaktadır. Deney düzeneği; üç adet doğru akım (DC) güç kaynağı, termokupl verilerinin toplanması için dataloggerlar, basınç ölçümü için ayrı bir datalogger, şamandıralı tip bir debimetre, DC dişli pompa, plaka tipi rezistans ve bir dizüstü bilgisayardan oluşmaktadır.



Şekil 1. Deney düzeneğinin fotoğrafı

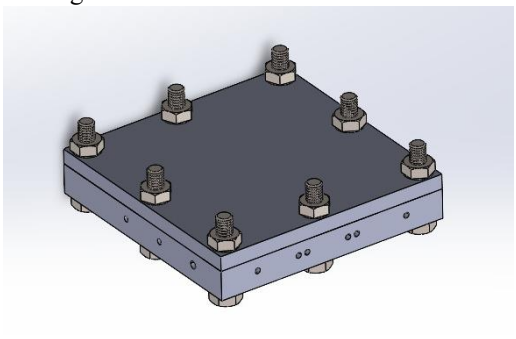
Dişli pompa, bir DC güç kaynağı ile beslenmekte olup, güç kaynağı üzerinden voltaj değeri değiştirilerek farklı debi seviyeleri elde edilmektedir. Elde edilen debi değeri, şamandıralı tip debimetre üzerinden okunmaktadır. Minikanal ısı alıcısının alt kısmına yerleştirilen plaka tipi rezistans aracılığıyla sisteme ısı girdisi sağlanmaktadır. Bu rezistans, bir DC güç kaynağı üzerinden beslenmekte olup, uygulanan voltaj ve akım değerleri aynı güç kaynağı üzerinden kontrol edilmektedir. Minikanalın giriş ve çıkış noktalarındaki basınç değerleri, basınç transmitterleri yardımıyla ölçülmektedir. Bu transmitterler hem dataloggera hem de DC güç kaynağına bağlıdır. Ölçüm verileri, transmitterlerden dataloggera, oradan da dizüstü bilgisayara aktarılmakta ve kayıt altına alınmaktadır. Sıcaklık ölçümleri; metal yüzey sıcaklığı ile sıvının giriş ve çıkış sıcaklıklarını kapsayacak şekilde gerçekleştirilmiştir. Ölçümlerde kullanılan termokupllar, dataloggera bağlanmış ve veriler, dataloggerdan arayüz programı aracılığıyla dizüstü bilgisayar üzerinden okunmuştur.

Şekil 2'de, incelenen minikanal geometrisinin teknik resmi verilmektedir. Minikanal içinde metal (duvar) sıcaklığının hassas bir şekilde ölçülebilmesi amacıyla, sıvı ile doğrudan temas etmeyen bölgelere toplam 16 adet termokupl deliği açılmıştır. Bu deliklerin konumları, her biri bir kanalın tam altına denk gelecek şekilde belirlenmiş ve düzenli bir grid yapısı oluşturacak biçimde yerleştirilmiştir.



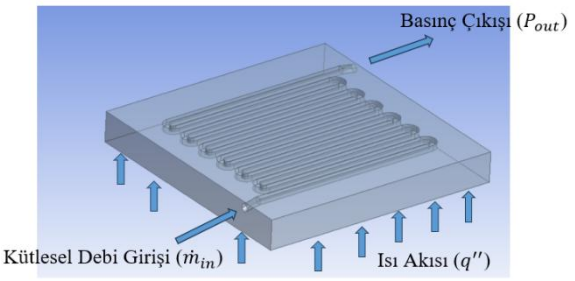
Şekil 2. Serpantin minikanal detay resmi

Şekil 3'te, minikanal montajına ait katı model görseli sunulmuştur. Yapı, minikanal gövdesi ve kapaktan oluşmaktadır. Termokupl delikleri model üzerinde açık bir şekilde görülmektedir.



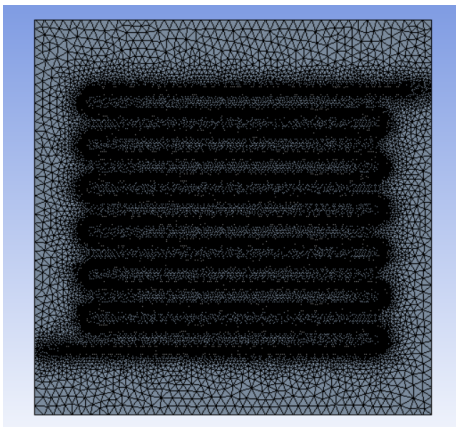
Şekil 3. Minikanalın montaj görseli

Sayısal çalışmada, Şekil 4'te gösterildiği üzere ilk olarak minikanal sisteminin katı modeli oluşturulmuştur. Ardından bu modele uygun akışkan hacmi tanımlanmıştır. Daha sonra, katı ve akışkan bölgelerine ait sınır koşulları tanımlanmış ve analiz sürecine hazırlık tamamlanmıştır.



Şekil 4. Minikanal sınır koşulları şematik gösterimi

Şekil 5'te bu çalışma kapsamında oluşturulan ağ yapısı verilmektedir. Katı ve akışkan bölgelerde hücre boyutlarının belirlenmesi için sizing komutu uygulanmıştır. Ayrıca, akışkanın duvar yakınındaki sınır tabakalarının doğru şekilde modellenebilmesi için inflation komutu kullanılarak sınır tabakası ağı oluşturulmuştur. Farklı hücre sayıları için analizler tekrarlanarak optimum ağ yapısı belirlenmiştir.



Şekil 5. Kullanılan ağ yapısı

Sayısal çözüm için ANSYS Fluent paket programı kullanılmıştır. Yapılan analizlerde SST-k-w türbülans modeli kullanılmıştır. Problemin diferansiyel denklemlerinin genel hali aşağıda verilmiştir Lee ve Lee (2013)

Süreklilik denklemi

$$\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i) = 0 \qquad (1)$$

Momentum denklemi

$$\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\rho u_i u_j\right) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j}[(\mu + \mu_t)\frac{\partial u_i}{\partial x_j})] \qquad (2)$$

Türbülans Kinetik Enerji

$$\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_i k) = \frac{\partial}{\partial x_j}[(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k})\frac{\partial k}{\partial x_j}] + G_k - \rho\beta^* k\omega \qquad (3)$$

Özgül dağılım oranı

$$\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_i \omega) = \frac{\partial}{\partial x_j}[(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\omega})\frac{\partial \omega}{\partial x_j}] + \frac{\alpha}{\nu_t}G_k - \rho\beta_t\omega^2 + 2(1 - F_1)\rho\sigma_{\omega,2}\frac{1}{\omega}\frac{\partial k}{\partial x_j}\frac{\partial \omega}{\partial x_j} \qquad (4)$$

Enerji denklemi

$$\rho C_p \frac{\partial}{\partial x_j}(u_j T) = k_{eff} \frac{\partial^2}{\partial x_j^2} + (\tau_{ij})_{eff} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \quad (5)$$

Deney düzeneğinden elde edilen verilerin değerlendirilmesinde kullanılan denklemler aşağıda sunulmuştur. Çengel ve Boles (2006)

$$\dot{Q}=\dot{m}_f c_{p,f}(T_{çıkış}-T_{giriş}) \quad (6)$$

$$\dot{Q}=\rho_f \dot{V} c_{p,f}(T_{çıkış}-T_{giriş}) \quad (7)$$

$$\dot{m}=\rho V A \quad (8)$$

$$\dot{Q}_{ısıtıcı}=VI \quad (9)$$

Nusselt sayısı, Reynolds sayısı, kinematik viskozite değeri ve hidrolik çap aşağıdaki eşitlikler yardımıyla belirlenmektedir Incropera ve ark. (2007).

$$Nu=\frac{hD}{k} \quad (10)$$

$$Re_f = \frac{\rho_f U_F D_h}{\mu_f} \quad (11)$$

$$\nu_f = \frac{\mu_f}{\rho_f} \quad (12)$$

$$D_h = \frac{4A_c}{P} \quad (13)$$

Ölçü aletlerinden alınan verilerin belirsizlik analizi aşağıdaki eşitlik yardımıyla belirlenmektedir Holman (2012).

$$w_R = \left[\left(\frac{\partial R}{\partial x_1} w_1\right)^2 + \left(\frac{\partial R}{\partial x_2} w_2\right)^2 + \ldots\ldots + \left(\frac{\partial R}{\partial x_n} w_n\right)^2\right]^{1/2} \quad (14)$$

BULGULAR VE DEĞERLENDİRMELER

Bu çalışmada, serpantin tipi bir minikanalda akışkan akışı ve ısı transferi davranışı hem deneysel hem de sayısal olarak incelenmiştir. Bu kapsamda sabit akışkan giriş sıcaklığı, sabit ısı akısı ve 6 farklı hacimsel debi değeri için deneysel ve sayısal sonuçlar elde edilmiştir. Bu sonuçlar yardımıyla, problemin sıcaklık, hız ve basınç dağılımları belirlenmiş ve basınç düşüşü, yüzey sıcaklığı, çıkış sıcaklığı ve Nusselt sayısı gibi temel performans parametrelerinin değişimleri irdelenmiştir. Tablo 1'de çalışmada kullanılan hacimsel debiler, bu hacimsel debi değerlerine karşılık geleni kütlesel debiler ve Reynolds sayıları birlikte verilmektedir.

Tablo 1. Çalışma Parametreleri

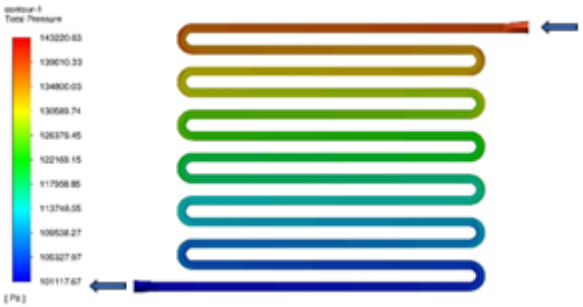
Hacimsel Debi (ml/dk)	Kütlesel Debi (kg/s)	Reynolds Sayısı
80	0,001330667	885,340
120	0,001996	1328,011
160	0,002661333	1770,681
200	0,003326667	2213,351
240	0,003992	2656,021
280	0,004657333	3098,692

Çalışmada deneysel veriler kullanıldığından dolayı, belirsizlik analizi gerçekleştirilmiş ve elde edilen sonuçlar Tablo 2'de sunulmuştur.

Tablo 2. Hesaplanan Deneysel Hata Değerleri

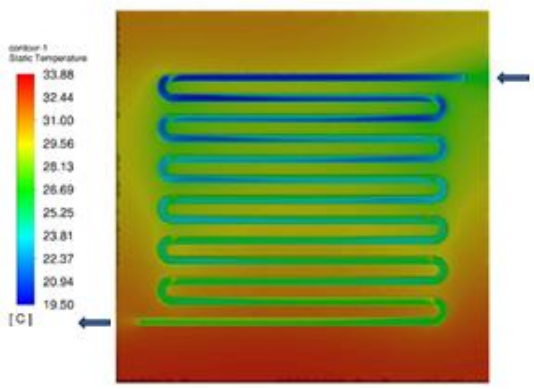
Parametre	Belirsizlik (%)
$w_{\dot{m}}$	3,00015
$w_{\dot{Q}}$	2,501999
w_{Re}	3,354899
w_{Nu}	5,129857
$w_{h_{deneysel}}$	4,160648
$w_{\Delta P}$	1
w_{A_taban}	0,00221
w_V	3
$w_{q''}$	2,502

Şekil 6'da, 240 ml/dk hacimsel debi koşullarında minikanal içerisindeki basınç dağılımı verilmektedir. Şekilden de görüldüğü üzere akışkan girişinin olduğu kısımda basınç değeri yüksek iken serpantin dönüşleri boyunca düşüş devam etmekte olup, akışkan çıkışında ise en küçük değerdedir. Bu durum, kanal yüzeylerinde gerçekleşen sürtünme ve geometrik dönüşlerden kaynaklanan basınç kayıplarını yansıtmaktadır. Dolayısıyla serpantin kanal geometrisinin basınç düşümünü artırıcı yönde bir etkide bulunduğu söylenebilir.



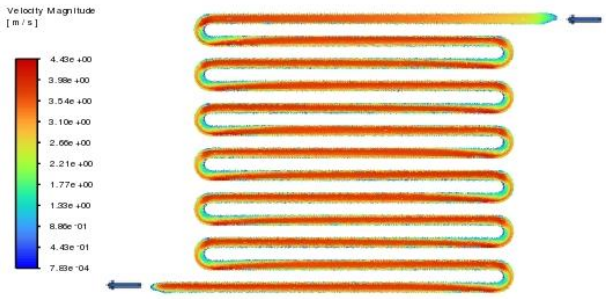
Şekil 6. Hacimsel debi 240 ml/dk için basınç dağılımı

Şekil 7'de ise, 240 ml/dk hacimsel debi için minikanal içerisindeki sıcaklık dağılımı görülmektedir. Şekil incelendiğinde kanal girişinde düşük olan akışkan sıcaklığının, kanal boyunca ilerledikçe kanal yüzeylerinden akışkana doğru gerçekleşen ısı transferi sonucu arttığı ve kanal çıkışında en yüksek değerine ulaştığı görülmektedir. Serpantin kanal yapısının, akışkanın izlediği yolu uzatması sebebiyle ısı transfer yüzey alanını artırarak ısı geçişini desteklediği gözlemlenmiştir. Bu gerçekleşen ısı transferi sonucu, akışkanın giriş bölgesinde metal sıcaklığı düşük değerlerdeyken, akışkan ilerledikçe metal sıcaklık değerleri yükselmiştir.



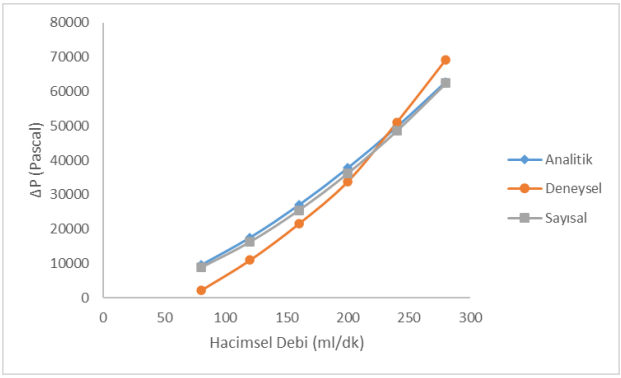
Şekil 7. Hacimsel debi 240 ml/dk için sıcaklık dağılımı

Hacimsel debinin 240 ml/dk olduğu durumda minikanal içerisindeki hız vektör dağılımı Şekil 8'de verilmektedir. Şekil incelendiğinde, akışkan hız vektör büyüklüklerinin kanal boyunca değiştiği, özellikle serpantin dönüş bölgelerinde hız farklarının oluştuğu görülmektedir. Kanal yapısının düz olduğu bölgelerde akış yüksek hızda akmaktadır. Ancak serpantin dönüş bölgelerinde hız sınır tabakasının etkilendiği ve akış hızının yavaşladığı gözlemlenmektedir. Bu dönüş bölgelerinde akışkanın hız vektörlerinin yönünün değişmesi ısıl sınır tabakayı bozmakta ve gerçekleşen ısı transferini etkilemektedir.



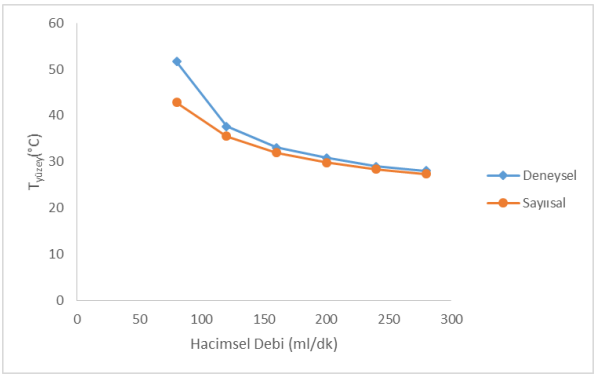
Şekil 8. Hacimsel debi 240 ml/dk için hız vektörleri

Şekil 9'da hacimsel debiye bağlı olarak basınç farkının değişimi, analitik, deneysel ve sayısal verilerle karşılaştırmalı olarak gösterilmiştir. Tüm yöntemlerde artan debi ile birlikte ΔP değerinde belirgin bir artış gözlenmiştir. Bu durumun sebebi debinin artmasına paralel olarak akışkan hızının artması ve bu durumun sürtünme kaynaklı basınç kayıplarını artırması olarak açıklanabilir. Tüm yöntemler için elde edilen eğriler genel olarak birbirleri ile uyumludur. Ancak düşük debi değerlerinde deneysel sonuçlarda hafif sapmalar görülmektedir. Bu sapma deneysel ölçüm belirsizlikleri kaynaklı olabilir. Sayısal ve analitik sonuç eğrilerinin birbiri ile oldukça uyumlu olması nedeniyle, bu çalışmada kullanılan sayısal modellemenin güvenilebilir bir doğrulukta olduğu öngörülebilir.



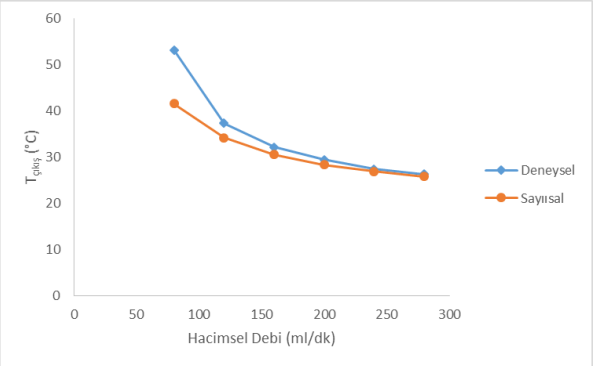
Şekil 9. Basınç farkının hacimsel debi ile değişimi

Sayısal ve deneysel yöntemler için yüzey sıcaklığının hacimsel debiye göre değişimi Şekil 10'da görülmektedir. Şekil incelendiğinde, her iki yöntemde de artan akış debisi ile yüzey sıcaklığının azaldığı görülmektedir. Bu durum, hacimsel debi artışıyla akışkan hızının artması ve kanal yüzeyinden akışkana doğru daha etkin bir taşınımla ısı transferi sağlamasıyla açıklanabilir. Düşük debi değerlerinde sayısal ve deneysel veriler arasındaki bir miktar fark gözlemlenmekte, ancak iki eğrinin genel eğilimleri birbirini desteklemektedir.



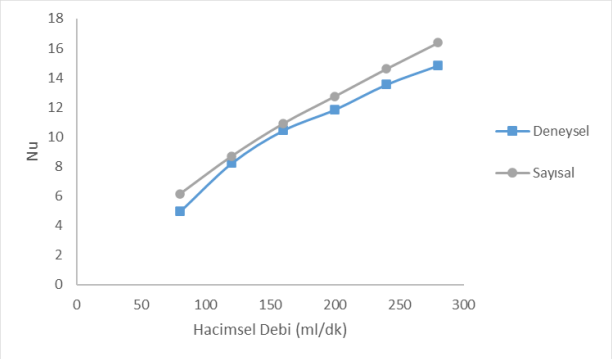
Şekil 10. Yüzey sıcaklığının hacimsel debi ile değişimi

Şekil 11'de, akışkanın kanal çıkış sıcaklığının hacimsel debi ile değişimi deneysel ve sayısal olarak karşılaştırılmıştır. Şekilde akışkan debisi arttıkça çıkış sıcaklığının azaldığı görülmektedir. Düşük debi değerlerinde, kanala giren akışkanın kanalda daha uzun süre geçiş yapması sonucu, akışkan ile yüzey arasında daha fazla ısıl etkileşim gerçekleşmektedir. Bu durum düşük debiler için akışkan çıkış sıcaklığının yükselmesine sebep olmaktadır. Ancak debi yükseldikçe, akışkanın kanalda kalma süresi kısalmakta, akışkan daha az ısı transferine maruz kalmakta ve çıkış sıcaklığı azalmaktadır. Sayısal ve deneysel veriler karşılaştırıldığında, düşük debi değerlerinde bir miktar fark gözlemlenmekte ancak genel olarak bir uyum söz konusudur.



Şekil 11. Çıkış sıcaklığının hacimsel debi ile değişimi

Şekil 12'de Nusselt sayısının hacimsel debi ile değişimi, deneysel ve sayısal veriler üzerinden karşılaştırılmıştır. Şekil incelendiğinde her iki yöntem için çizilen eğrilerin birbirleri ile oldukça uyumlu olduğu ve akışın hacimsel debisi arttıkça Nusselt sayısının değerinin de arttığı görülmektedir. Bu durumun, akışkan debisinin artışı ile mini kanal yüzeylerinden akışkana doğru olan zorlanmış taşınımla olan ısı transferinin artması kaynaklı olduğu söylenebilir.



Şekil 12. Nusselt sayısının hacimsel debi ile değişimi

SONUÇLAR

Bu çalışmada, serpantin tipi bir minikanalda farklı hacimsel debi değerlerinin ısı transferi ve akış davranışı üzerindeki etkileri deneysel ve sayısal olarak incelenmiştir. Çalışmada elde edilen deneysel ve sayısal sonuçların birbiri ile oldukça uyumlu olduğu görülmüştür. Akışkanın kanala giriş debisinin artırılması ile kanal yüzeylerinden akışkana doğru gerçekleşen zorlanmış taşınımın artması sonucu, Nusselt sayısının arttığı, yüzey ve çıkış sıcaklıklarının ise azaldığı görülmüştür. Ancak, artan debi aynı zamanda basınç farkının da belirgin biçimde yükselmesine neden olmuştur.

SEMBOLLER

A	Alan [m^2]
c_p	Özgül ısı [J/kgK]
D	Çap [m]
D_h	Hidrolik çap [m]
f	Sürtünme faktörü, akışkan
h	Isı taşınım katsayısı [W/m^2K]
k	Isıl iletkenlik katsayısı [W/mK]
L_h	Hidrodinamik sınır tabaka [m]
L_{th}	Isıl sınır tabaka tabaka [m]
$\dot{m}$	Kütlesel debi [kg/s]
Nu	Nusselt sayısı
$\dot{Q}$	Isı transferi [kW]
q''	Isı akısı [W/m^2]
P	Çevre uzunluğu [m], basınç [Pa]
Pr	Prandtl Sayısı
R	Isıl direnç [K/W]
Re	Reynolds sayısı
T	Sıcaklık [°C, K]
V	Hız [m/s]
$\dot{V}$	Hacimsel debi [m^3/s]
Δ	İlgili parametrenin değişimi
μ	Dinamik viskozite [Pas] veya [kg/ms]
ρ	Yoğunluk [kg/m^3]
υ	Kinematik viskozite [m^2/s]
w_R	Belirsizlik oranı

TEŞEKKÜR

Bu çalışma Kırıkkale Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri Koordinasyon Birimi tarafından desteklenmiştir. Proje numarası 2023/129.

KAYNAKLAR

Pfahl R. C. and McElroy J., 2005, High Density Microsystem Design and Packaging and Component Failure Analysis, *The 2004 International Electronics Manufacturing Initiative (iNEMI) Technology Roadmaps*, 1–7.

Kelly K.J., Abraham T., Bennion K., Bharathan D., Narumanchi S., and O'Keefe M., 2008, Assessment of Thermal Control Technologies for Cooling Electric Vehicle Power Electronics, *23rd International Electric Vehicle Symposium (EVS-23),*

Jafari D. and Wits W. W., 2018, The Utilization of Selective Laser Melting Technology on Heat Transfer Devices for Thermal Energy Conversion Applications: *A review," Renew. Sustain. Energy Rev.*, 91, 420–442.

S. G. Kandlikar and W. J. Grande, 2008, Evolution of Microchannel Flow Passages: Thermohydraulic Performance and Fabrication Technology, *ASME 2002 International Mechanical Engineering Congress 92 and Exposition, American Society of Mechanical Engineers Digital Collection*, 59–72.

Lee, H., Agonafer, D.D., Won, Y., Houshmand, F., Gorle, C., Asheghi, M. and Goodson, K.E. 2016. Thermal Modeling of Extreme Heat Flux Microchannel Coolers For GaN-on-SiC semiconductor devices. *ASME Journal of Electronic Packaging*. 138(1)

Lee J., and Lee K. S., 2013, Correlations and Shape Optimization in a Channel With Aligned Dimples and Protrusions, *Int. J. Heat Mass Transf*. 64, 444–451.

Çengel, Y. A., Boles, A. M., 2006, Thermodynamics an Engineering Approach, New York, NY: McGraw-Hill.

Incropera, P.F., Dewitt, P. D., Bergman, L. T., Lavine, S. A., 2007, Fundementals of Heat and Mass Transfer, Hoboken, NJ: John Wiley & Sons,

Holman, J. P., 2012, Experimental Methods for Engineers. New York, NY: McGraw-Hill.

PARABOLİK KESİTLİ ÜZERİNDE ÇUKURLAR BULUNAN BURGULU BORU DEMETİNE SAHİP ISI DEĞİŞTİRİCİSİNDE NANOAKIŞKAN KATKILI SU KULLANILMASININ ISI TRANSFERİ VE AKIŞ PARAMETRELERİNE ETKİSİNİN SAYISAL OLARAK İNCELENMESİ

Hacer Merve TAÇGÜN[1,2], Veysel ÖZCEYHAN[1]
[1]Erciyes Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü,
[2]Erciyes Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Makine Mühendisliği Anabilim Dalı, Kayseri, Türkiye
mervetacgun@erciyes.edu.tr, ozceyhan@erciyes.edu.tr

Özet: Bu çalışma da pasif yöntem kullanılarak parabolik kesite sahip üzerinde çukurlar bulunan boru sarmalında ısı transferi ve akış parametreleri sayısal olarak incelenmiştir.
Çalışmalarda boru dış yüzeyine sabit ısı akısı uygulanmış olup Reynolds sayısının (Re) 4.000 ile 22.000 arasında değiştiği koşullarda sayısal analizler gerçekleştirilmiştir. Çalışma kapsamında seçilmiş olan sayısal yöntemlerin doğrulanması amacıyla literatürden elde edilmiş veriler ile yapılan analizlerin sayısal sonuçları karşılaştırılmıştır.
Sonuç olarak, parabolik kesitli üzerinde çukurlar olan burulmuş boru demetinin kullanıldığı ısı değiştiricisinde nanoakışkan katkılı su kullanılması durumunda düz dairesel boru demeti kullanılmış bir ısı değiştiricisine göre ısı transferinin iyileştirildiği gözlemlenmiştir. Ayrıca parabolik boru yüzeyinde çukurların kullanılması ısı transferinin iyileştirilmesinde etkili olduğu sonucuna ulaşılmıştır.
Anahtar Kelimler: Isı Transferi İyileştirilmesi, CFD, Nanoakışkan

CFD-BASED STUDY ON THE THERMAL-HYDRAULİC PERFORMANCE OF TWİSTED TUBE BUNDLES WİTH DİMPLED PARABOLİC CROSS-SECTİON USİNG NANOFLUİD-ENHANCED WATER

Abstract: In this study, heat transfer and flow parameters in a parabolic cross-section spiral pipe with dimples were investigated using a passive technique.
In the studies, a constant heat flux was applied to the outer surface of the pipe, and numerical analyses were performed under conditions where the Reynolds number varied between 4.000 and 22.000. To validate the selected numerical methods int the analysis were validated by the data obtained from the literature.
As a result, using nanofluid in a heat exchanger have a cross-sectional twisted tube bundle with dimples on tube surfaces supplied significant enhancement in heat transfer performance compared to a conventional heat exchanger utilizing a straight circular tube bundle. Moreover, the incorporation of dimples on the surface of paraolic tubes further contributed improvment in the thermal performance by promoting fluid mixing and disrupting the thermal boundary layer.
Keywords: Heat Transfer Enhancement, CFD, Nanofluid

GİRİŞ

Isı Transferi İyileştirme Teknikleri

Sıcaklık kontrolü, mühendislik uygulamalarının karmaşık sistemlerinde enerjinin verimli kullanılması, sistem donanımının ömrünün optimize edilmesi ve çalışma uyumunun artırılması için büyük öneme sahiptir. Bu kontrolünün sağlanmasında kullanılan en önemli mühendislik sistemlerinden birisi ise ısı değiştiricileridir. Isı değiştiricileri, genellikle sıvı veya gaz akışkanları birbirine karıştırmadan ısı transferini efektif bir şekilde gerçekleştirmek için kullanılan sistemlerdir (Andrzejczyk *vd*, 2018).

Bir ısı değiştiricisinin performansının iyileştirilmesi sistemin performansının iyileştirilmesini doğrudan etkilemektedir. Bu bağlamda araştırmacılar sistem performansını artırmak için ısı değiştiricilerinin ısı transferinde iyileştirmeler yapmak amacıyla çeşitli çalışmalarda bulunmuşlardır.

Isı transferini iyileştirme tekniklerini ise aktif, pasif ve karma (aktif+pasif) yöntemler olarak sınıflandırmak mümkündür. Pasif yöntemler akışkana ya da ortama ilave enerji aktarımı verilmeden ısı transferi iyileştirmesi sağlarken aktif yöntemler ise ilave enerji aktarımı verilerek ısı transferi iyileştirmesi sağlar. Dolayısıyla pasif yöntemlerin kullanımı aktif yöntemlerle kıyaslandığında enerji tüketimini önemli ölçüde azaltmaktadır. Karma yöntemler ise hem aktif hem de pasif yöntemlerin bir arada kullanıldığı yöntemlerdir. Pasif iyileştirme yöntemleri, genellikle geometrinin değiştirilmesiyle sağlanır. Örneğin, genişletilmiş yüzeyler, pürüzlü yüzeyler, kıvrımlı yüzeyler, iç eleman ve nanopartikül katkılı nanoakışkan kullanımı pasif yöntemlerden bazılarıdır (Alam ve Kim, 2018; Tokgoz ve Sahin 2019; Kurtulmus ve Sahin, 2019).

Bir ısı değiştiricisinde soğutucu tarafında verimliliğin düşmesine sebep olan en büyük engel, geleneksel akışkanların ısıl iletkenliklerinin düşük olmasından kaynaklanmaktadır. Dolayısıyla da son yıllarda yapılan çalışmalar ile ısı değiştiricilerinde kullanılan baz akışkan olan su, etilen, glikol, propilen vb. akışkanların yerine nanopartikül katkılı akışkanların kullanılması literatürde önemli bir yer almıştır.

Nano parçacıkların baz akışkanlara eklenerek nanoakışkan oluşturulmasındaki en temel sebep ise baz akışkana, ısı iletim katsayısı yüksek tanecikler eklenerek akışkanın ortalama ısı transfer katsayısı artırmaktır (Özerinç *vd*, 2010).

Çeşitli çalışmalar nanoakışkanların ısıl performasını geleneksel sıvılardan daha verimli olduğunu ortaya koymuştur (Hussein, 2016; Hussein *vd*, 2016; Murshed *vd*, 2004; Bianco *vd*, 2010; Mohammed and Sheriff, 2012).

Xuan ve Li (Xuan ve Li, 2000), nanopartikül kullanılarak hazırlanan nanoakışkanın ısı transferinin artırılmasında önemli bir yeri olan temel fiziksel olayları incelemişlerdir. Sonuç olarak, akışkan içerisine eklenen partiküllerin baz akışkanın yüzey alanını ve ısıl kapasitesini arttırdığını, akışkanın çalkantılarının ve türbülans şiddetinin yükselttiğini, tespit etmişlerdir. Duangthongsuk ve ark. (Duangthongsuk ve Wongwises, 2010), yatay çift borulu zıt akışlı ısı değiştiricisinde türbülanslı akımda TiO_2 katkılı nanoakışkan kullanılmasının ısı transferi üzerindeki etkisini incelemiştir. Wen ve Ding (Wen ve Ding, 2004), Al_2O_3 katkılı nanoakışkanın bakır boru içerisinde akışını incelemiş ve Reynolds sayısı ile hacimsel konsantrasyon artışının ısı transferinde artışa neden olduğu sonuca ulaşmıştır. Tiwari ve ark. (Tiwari *vd*, 2015), plakalı bir ısı değiştiricisinde su bazlı CeO_2, Al_2O_3, TiO_2 ve SiO_2 nanoakışkanlarının kullanılmasıyla sırasıyla, %35.9, %26.3, %24.1 ve %22.53 oranında ısı transfer katsayısında artış gözlemlemiştir. Al_2O_3, TiO_2 ve SiO_2 %0.2 hacminde ve 0.45 kg/s debiyle plakalı bir ısı değiştiricinde kullanıldığında ısı transfer katsayısı sırasıyla, 1257, 1260 ve 923.44 $W/m^2 \cdot K$ olarak tespit edilmiştir. Rudl ve ark. (Rudl *vd*, 2021), $120 \leq Re \leq 1200$ altında karışık taşınım koşularında farklı manyetik alanlara maruz bırakılmış düz bir boruda hacimsel oranı %2,8-3,5 oranında değişen Fe_3O_4 ferroakışkan ile deneysel bir çalışma yürütmüştür.

Daha önce bahsedilen ısı transferini artırmak için kullanılan pasif yöntemlere ek olarak çukur ısı değiştiricisinin yüzeyinde oluşturulan şekillerdir. Bu girintiler sayesinde duvar yüzeylerine daha yakın akan akışkanların girdap oluşturarak karışımını kolaylaştırmak mümkündür. Bu yöntem ilk başlarda türbin kanatlarını soğutmak amacıyla kullanılmıştır (Han *vd*, 2012).

Literatürde girintiler damla ve küresel olarak bulunurlar, yapılan çalışmalar incelendiğinde girintili yüzeylerde ısı transferinin 2.5 kat arttırdığı ve bu yüzeyler üzerinde sınır tabaka oluşturduğu gözlemlenmiştir (Ahmad *vd*, 2023).

Vicente ve ark. (Vicente *vd*, 2014), kıvrımlı ve çukurlu ısı değiştiricilerinde yaptığı iki çalışma ile yüzey pürüzlülüğünün ısı transferi mekanizmalarının iyileştirilmesine etkisinin ve enerji verimliliği açısından karşılaştırılmasını incelemiştir. Zheng ve ark. (Zheng *vd*, 2017), eğimli ve oluklu boruların ısı transferi katsayısını 1.23-2.17 ve sürtünme katsayısını 1.02-3.75 aralıklarında arttırdığı bulmuştur. Chen ve arkadaşları (Chen *vd*, 2001), düz bakır bir boruda altı farklı geometriye yerleştirilmiş çukurların karşılaştırmış ve çukurların konumlandırılmasına göre en iyi performansı bulmaya çalışmıştır. Xie ve ark. (Xie *vd*, 2018), çapraz dizilimle çukurların ısı transferine etkisini farklı yapısal değerlerle incelemiştir. Araştırmalarında, boru üzerinde bulunan çukurların derinlikleri artıkça Nu sayısının ve sürtünme katsayısının (f) arttığını ancak Performan Değerlendirme Kriteri'nin (PEC) azaldığını gözlemlemiştir. Ayrıca bu çalışmada göz önüne alınan bir diğer çıktı ise Nu sayısının çukur adımıyla ters orantılı

olduğudur. Sonuç olarak en yüksek PEC değeri, en küçük çukur adımında elde edilmiştir. Bi ve arkadaşları (Bi *vd*, 2013), çukur, kanatçık ve silindirik oluk gibi farklı iki pasif yöntemi bir araya getirerek ısı transferini iyileştirmiştir.

Problemin Tanımlanması

Yüksek performansa sahip bir ısı değiştiricisi tasarlamak için farklı akışkan türlerinin ve yüzeylerin ısı değiştiricileri üzerindeki termo-hidrodinamik etkilerini araştırmak ve geliştirmek oldukça önemlidir.
Dolayısıyla bu çalışmada, ısı transferini verimli hale getirmek için hem farklı akışkanların hem de geometri değişikliğinin ısı transferine etkisini içeren bir çalışma yapılmıştır.

Bu çalışmada Reynolds sayısının, 4.000 ile 22.000 arasında değişen akış koşullarında Fe_3O_4 nanopartikülünün dört farklı hacimsel oranı (%0.25, %0.5, %0.75, %1) ile hazırlanan nanoakışkanın, 2 farklı burgu adımı (0.5 ve 2) ve tek tip çukur geometrisi kullanılması durumunda ısı transferine ve akış parametrelerine etkisi incelenmiştir.

MATERYAL VE YÖNTEM

Fiziksel Model

Bu çalışmada sayısal analiz olarak parabolik kesitli 4 boruya sahip burgulu boru demeti üzerinde çukurların üç boyutlu modeli incelenmiştir. Şekil 1'de çukurlu burgu demetinin şematik gösterimi verilmiştir.

Çukurlu borunun özellikleri şu şekildedir: boru uzunluğu (L=1000 mm), hidrolik çap (D=10.62 mm), et kalınlığı (t=0.889 mm), çukur adımları (p=10mm), çukur derinliği (h=1.2 mm), çukur çapı (d=5 mm)'dir. Akışkanın tam gelişmiş akışa ulaşması için borunun giriş kısmına 10D uzunluğunda bir giriş kısmı ve çıkış Kısmına ise 5D uzunluğunda bir çıkış kısmı tanımlanmıştır.

Çukurlu duvarların yer aldığı test bölgesi, sabit bir ısı akısı ile ($q = 10x10^4\ kW/m^2$) ısıtılmaktadır.

Matematiksel Model

Bu çalışmada sayısal analizler ANSYS Fluent yazılımının sonlu hacimler metodu kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Çukurlu bölgelerdeki akış rejiminde Navier-Stokes denklemi akış ve ısı transferi analizi yapılarak çözülebilir
Türbülans modeli olarak k- ε -realizable modeli tercih edilmiştir.

Basınç ve hız denklemleri arasındaki ilişkiyi de değerlendirmek adına SIMPLE algoritması ve taşınım hesaplamaları içinse QUICK metodolojisi uygulanmıştır.

Süreklilik, hız, enerji, k ve ε değerlerinin yakınsama kriterleri $1x10^{-6}$ olarak belirlenmiştir. k- ε -realizable modeli için kütle momentum ve enerji korunumuna dayanan üç temel denklem esas alınmıştır. Denklemler şu şekilde ifade edilebilir:

Süreklilik denklemi:

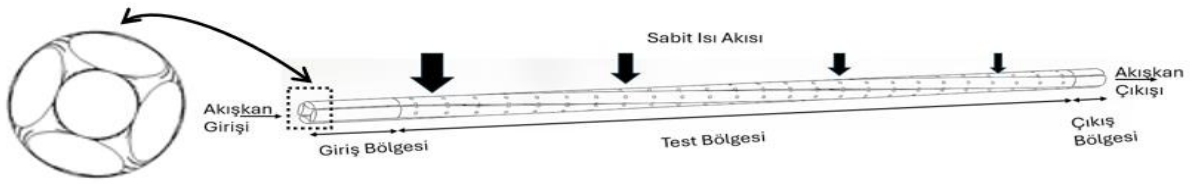
$$\frac{\partial u_j}{\partial x_i} = 0 \qquad (1)$$

Momentum denklemi:

$$\frac{\partial}{\partial x_i}\left(\rho u_i u_j\right) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_i}\left[(\mu + \mu_t)\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_i} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i}\right)\right] \qquad (2)$$

Enerji denklemi:

$$\frac{\partial}{\partial x_i}\left(\rho u_i u_j\right) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_i}\left[(\mu + \mu_t)\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_i} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i}\right)\right] \qquad (3)$$



Şekil 1. Çukurlu borunun şematik gösterimi

Relizable k-e türbülans modeli için k ve ε denklemleri:

$$\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\rho K u_j\right) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k}\right)\frac{\partial \kappa}{\partial x_j}\right] + \Gamma - \rho\varepsilon \quad (4)$$

$$\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\rho \varepsilon u_j\right) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon}\right)\frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j}\right] + C_3\Gamma_3 - C_4\,\frac{\varepsilon^2}{\kappa+\sqrt{\nu\varepsilon}} \quad (5)$$

$$\Gamma = -\overline{u_i u_j}\frac{\partial u_i}{\partial x_j} = \frac{\mu_t}{\rho}\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i}\right)\frac{\partial u_i}{\partial x_j} \quad (6)$$

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (7)$$

Katsayılar ise,

$$C_3 = max\left[0.43, \frac{\mu_t}{\mu_t+5}\right], C_4 = 1.0, \sigma_k = 1.0, \sigma_\varepsilon = 1.2 \quad (8)$$

Nanoakışkanın Termofiziksel Özellikleri

Bu çalışmada %0.25 ile %1 hacimsel katkı oranına sahip Fe_3O_4 nanoparçacığın baz akışkan olarak suya eklenmesinin bir ısı değiştiricisinin ısıl performansına etkileri incelenecektir. Tablo 1'de belirtilen nanoparçacığın ve suyun termofiziksel özllikleri kullanılarak, oluşturulan nanoakışkanın, viskozitesi, yoğunluğu, özgül ısısı ve ısıl iletkenliği Denklem 9-12 yardımıyla hesaplanmıştır.

Tablo 1. Suyun ve Nanoparçacığın Termofiziksel Özellikleri

Özellikler	Su	Fe_3O_4
ρ (kg/m^3)	998.2	5180
cp (J/kgK)	4180	670
k (W/mK)	0.6	80
μ (kg/ms)	0.001003	-

Nanoakışkanın yoğunluğu:

$$\rho_{nf} = (1-\varphi)\rho_{bf} + \varphi\rho_{np} \quad (9)$$

Özgül ısısı:

$$cp_{nf} = \frac{(1-\varphi)\rho_{bf}cp_{bf} + \varphi\rho_{np}cp_{np}}{\rho_{nf}} \quad (10)$$

Dinamik viskozitesi:

$$\mu_{nf} = \mu_f(1 + 2.5\varphi) \quad (11)$$

Isı iletim katsayısı:

$$k_{nf} = k_f\left[\frac{k_{nf}+2k_f-2\varphi(k_f-k_p)}{k_p+2k_f+\varphi(k_f-k_p)}\right] \quad (12)$$

Çözüm Yöntemi ve Boyutsuz Sayılar

Nanoakışkanın termofiziksel özellikleri hacimsel ağırlık oranına göre hesaplandıktan sonra ANSYS Fluent programına tanımlanarak analizler gerçekleştirilmiştir. Yapılan analizler sonucu veriler kullanılarak, Nu, Re, f, ısı transfer katsayısı (h), aşağıdaki denklemler yardımıyla hesaplanmıştır.

Akışkan ortalama sıcaklığı:

$$T_m = \frac{T_{in}+T_{out}}{2} \quad (13)$$

Boru boyunca akışkana aktarılan ısı miktarı:

$$\dot{Q} = \dot{m}c_p(T_{out} - T_{in}) \quad (14)$$

Isı transfer katsayısı:

$$h_i = \frac{\dot{Q}}{T_w - T_b} \quad (15)$$

Hidrolik çapa göre Reynolds sayısı

$$Re = \frac{\rho v D_h}{\mu} \quad (16)$$

Nusselt sayısı:

$$Nu = \frac{h_i D_h}{k} \quad (17)$$

Basınç kaybı:

$$\Delta P = P_{in} - P_{out} \quad (18)$$

Sürtünme katsayısı:

$$f = \frac{2\Delta P D}{\rho v^2 L} \quad (19)$$

BULGULAR VE TARTIŞMA

Ağ Bağımsızlığı ve Sayısal Yöntemin Doğrulanması

Sayısal analiz çalışmalarında hücre sayısı çözüm doğruluğunu ve kararlılığını oldukça etkilemektedir. Dolayısıyla bu tür çalışmalarda hücre sayısının yeterliliği ağ bağımsızlığı ile test edilir. Nu ve f gibi temel parametrelerin değerleri incelenerek belirli bir hücre sayısında sonra değişi oranının %1'in altına düşmesi çözümün ağdan bağımsız olduğunu göstermektedir (Gnielinski, 1976; Patankar, 2018).

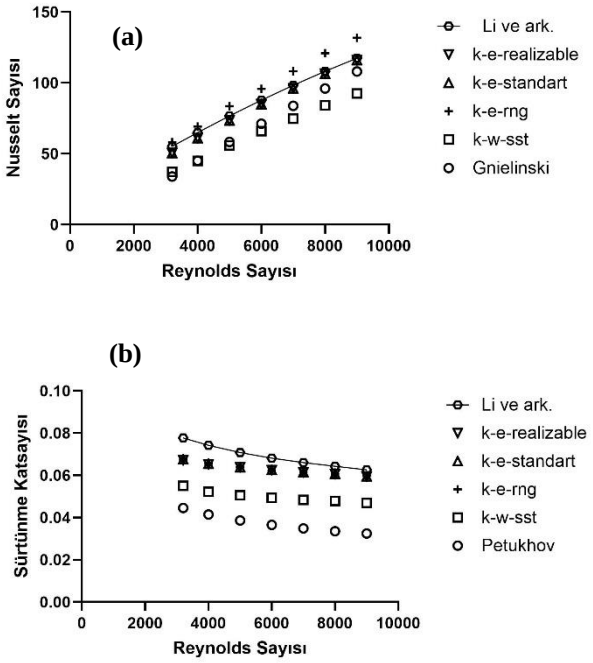
Simülasyonun doğruluğunu anlamak için zamandan tasarruf ve doğruluk arasında denge sağlayacak uygun ağ sayısı bulunmalıdır. Elde edilen sonuçlar incelendiğinde Nu ve f değerleri için sapmaların %1'in altında kaldığı yaklaşık 2,9 milyon hücre sayısıyla mümkün olduğu görülmüştür.

Sonuç olarak, Şekil 2 incelendiğinde hem doğruluk hem de hesaplama süresi dikkate alındığında k- ε -realizable çözüm yönteminin kullanılması uygun bulunmuştur.

Çalışmada kullanılan nümerik metodun doğrulanması için Li ve ark. (Li vd, 2016), çalışmasında elde edilen

sayısal veriler kullanılmıştır. Li ve ark. sayısal çalışmaları sonucunda elde etmiş oldukları düz çukurlu bir borudaki Nu (şekil 2a) ve f (Şekil 2b) değerlerinin Re sayısına göre değişimleri bu çalışmada çeşitli türbülans modellerinin uyumu verilmiştir.

Ayrıca şekil 2a ve şekil 2b'de Gnielinski ve Petukhov tarafından literatürde verilmiş olan bağıntılar kullanılarak elde edilmiş Nu ve f grafikleri gösterilmiştir. Bu çalışma kapsamında, su baz akışkanı kullanılarak gerçekleştirilen analiz sonuçları Nu için Genielinski ve f için Petukhov tarafından önerilen denklemler 20 ve 21 ile doğrulanmıştır (Gnielinski, 1976; Petukhov *vd*,1970).



Şekil 2. Sayısal yöntem doğrulama sonuçları

$$Nu = \frac{(f/8)(Re-1000)Pr}{1+12.7\left(\frac{f}{8}\right)^{\frac{1}{2}}\left(\Pr^{\frac{2}{3}}-1\right)} \qquad (20)$$

$$\begin{bmatrix} 0.5 \le Pr \le 2000 \\ 3000 \le Re \le 5x10^6 \end{bmatrix}$$

$$f = (0.790lnRe - 1.64)^{-2} \qquad (21)$$

$$[3000 \le Re \le 5x10^6]$$

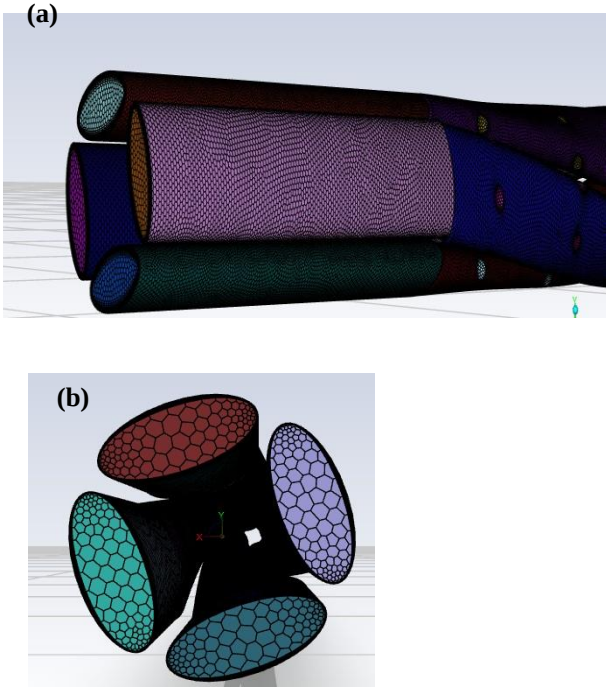
Su akışkanının kullanıldığı doğrulama çalışmasında Nu için gözlemlenen maksimum hata ± 8.31 iken f için $\pm$ 7,04 olmuştur.

Ağ bağımsızlığı için önemli bir parametre olan y^+ değeri sınır tabaka bölgesi için $y^+ = 1$ olarak belirlenmiştir. Ağ yapısının kalitesi incelendiğinde skewness değeri yaklaşık 0.62 ve ortoghonal qualitiy değeri yaklaşık 0.31 civarındadır. Bu veriler ışınında da Şekil 3'te de gösterildiği gibi polyhedral ağ yapısı analizler için kullanılmıştır.

Nanoakışkan ve Burgu Boru Demetinin Etkisi

Şekil 4, Şekil 5 ve Şekil 6'da ise 0.5 adımlı burulmuş parabolik kesite sahip çukurlu bir boru demetinde nanoakışkan kullanılmasının Nu, h ve f sayısına olan etkileri verilmiştir. Boru demeti 0.5 adım burulmuştur. Su baz akışkanına ise 4 farkı hacimsel oranda Fe_3O_4 nanoparçacığı eklenmiştir. Böylece 5 farklı akışkan konfigürasyonu analiz edilmiştir.
Burgulu boru demetinin sahip oldukları geometrik yapı sayesinde akışkan içinde ikincil akışlar oluşturarak sınır tabaka kalınlığını azaltmakta ve böyle ısı transferini artırmaktadır. Bu yapısal avantajın yanı sıra nanoakışkan uygulaması akışkan-karmaşık yüzey etkileşimini artırarak ısı transfer performansında belirgin bir iyileşme sağlamıştır.

Nanopartikülün hacimsel oranının artması Nu sayısı üzerinde olumlu etki yaratarak artmasına neden olmuştur.



Şekil 3. Sayısal yöntemin ağ yapısı

4.000 ile 22.000 Reynolds sayısı aralığında elde edilen sonuçlara göre en yüksek Nusselt sayısı değeri %1 hacimsel orana sahip Su/Fe_3O_4 nanoakışkanı kullanılması durumunda elde edilmiş olup en düşük Nusselt sayısı ise nanopartikül eklenmemiş saf su kullanılması durumunda elde edilmiştir.

4000 ile 22.000 Reyndols sayısı aralığında %1 hacimsel oranına sahip nanoakışkanın su akışkanına oranla %14-25 arasında Nusselt sayısında bir artışa sebep olduğu gözlemlenmiştir.

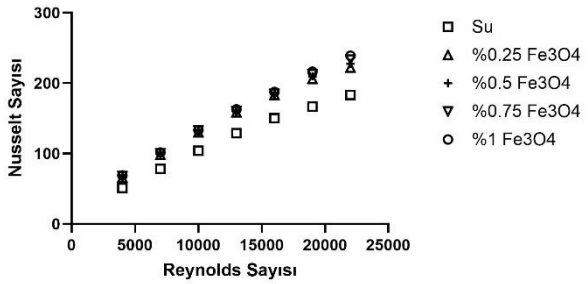
Şekil 5 incelendiğinde ise Re sayısının ısı transfer katsayısına etkileri gözlemlenmiştir. Isı transfe

katsayısının en yüksek %1 hacimsel orana sahip nanoakışkanında tespit edilirken en düşük taşınım katsayısı ise su baz akışkanın kullanılmasıyla elde edilmiştir.

Şekil 6'da ise hacimsel oranların sürtünme katsayısı üzerindeki etkileri Reynolds sayısına bağlı olarak verilmiştir. Sürtünme katsayısı hem nano partikülün hacimsel oranının hem de boru demetinin kullanılmasıyla beraber artış gösterirken Reynolds sayının artmasıyla düşen bir eğilim göstermiştir. Veriler incelendiğinde ise en düşük Reynolds sayısı olan 4000'de %1 hacimsel oranına sahip nanoakışkanın su akışkanına oranla en fazla %7 oranında sürtünme katsayısında artışa sebep olduğu tespit edilmiştir.

Şekil 7,8 ve 9'da ise aynı hacimsel oranlara sahip akışkanların burgu adımının 2 olması durumunda Nu, h ve f sayısına olan etkileri verilmiştir.

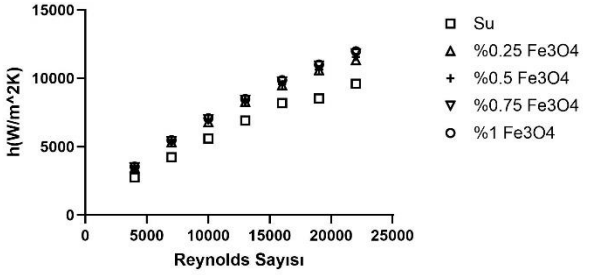
Şekil 7 incelendiğinde burulma miktarının artmasıyla beraber Nusselt sayısı da artmıştır. 2 Adımlı burguya sahip boruda 4000 ile 22.000 aralağındaki Reynolds sayılarında en yüksek Nusselt sayısı %1 hacimsel oranına sahip nanoakışkanda görülmüştür. Ayrıca %0.25 hacimsel oranına sahip nanoakışkanla kıyaslandığında nanoakışkanın hacimsel oranının artmasıyla beraber Nusselt sayısında %4-30 arasında bir artış tespit edilmiştir.



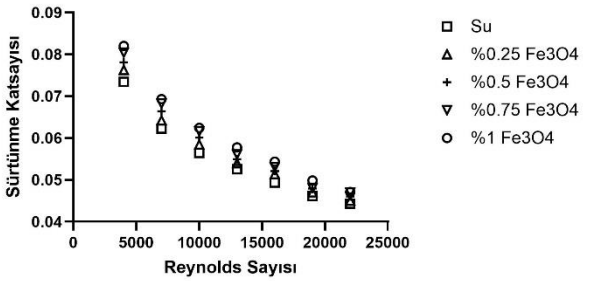
Şekil 4. 0.5 Adıma sahip burgulu boru demetinde Nusselt sayısının Reynolds sayısı ile değişimi

Şekil 8'de ise aynı boru demeti için hacimsel oranların ısı transfer katsayısına etkileri verilmiştir. Yine en düşük Reynolds sayısında en düşük ve en yüksek hacimsel oranlar karşılaştırıldığında %1'lik hacimsel oranın %5 oranına sahip bir artışa ulaştığı gözlemlenmiştir.

Şekil 9'da 2 adımlı burgulu boru demetinin kullanılması durumunda Fe_3O_4 nanopartikülün 4 farklı hacimsel oranda kullanılması, 4.000 ile 22.000 Re sayısı aralığında sürtünme katsayısına oranı verilmiştir. Sürtünme katsayısı nanopartikülün hacimsel oranının artmasıyla artan bir eğilim gösterirken Reynolds sayının artmasıyla düşen bir eğilim göstermektedir. Veriler incelendiğinde ise en düşük Reynolds sayısı olan 4000'de %1 hacimsel oranına sahip nanoakışkanın %0.25 hacimsel orana sahip nanoakışkana oranla en fazla yaklaşık %3 oranında sürtünme katsayısında artışa sebep olduğu tespit edilmiştir.



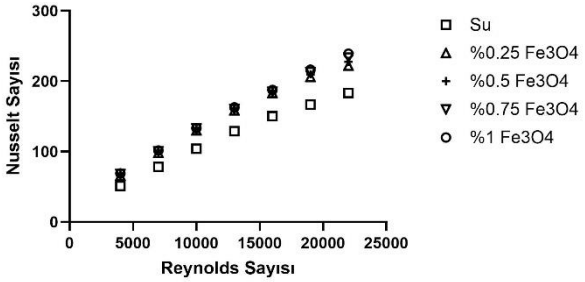
Şekil 5. 0.5 Adıma sahip burgulu boru demetinde ısı transfer katsayısının sayısının Reynolds sayısı ile değişimi



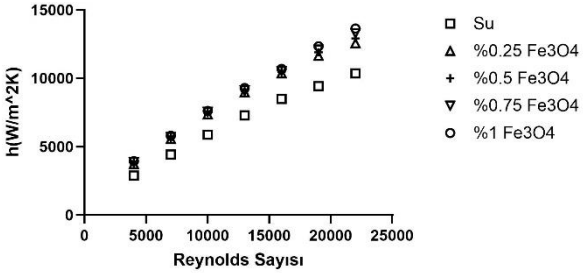
Şekil 6. 0.5 Adıma sahip burgulu boru demetinde sürtünme faktörünün Reynolds sayısı ile değişimi

Şekil 10'da ise burgu adımının Nu sayısı üzerinde etkileri ayrıntılı şekilde verilmiştir. Bu inceleme %1 hacimsel oranında nanoparçacık içeren nanoakışkan kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Düz bir boruda akış laminer veya türbülanslı olmasına karşın simetriktir. Burulmuş boruda ise akışkan, burgu yönünde zorlanarak ikincil akışlar oluşturur. Bu akışlar, akışkanın borunun merkezinden duvara, daha sonra ise tekrar merkeze yönlenmesini sağlar ve akışkanın karışmasını artırır. Ayrıca burgu ile, sınır tabakada incelme meydana gelmektedir böylece sınır tabaka kırılır, yenilenir ve ısı transfer katsayısı artar. Elde edilen sonuçlara göre, burgu adımının artmasının ısı transferi performansının artırılmasında belirgin bir etkisi olduğu gözlemlenmiştir. Özellikle, Reynolds sayısının 22.000 değeri için, 2 adımlı burgulu boru demetinde en yüksek Nusselt sayısı elde edilmiştir. Bu durum, artırılmış türbülans etkisi ve akış yönünün sapmasıyla ilişkilendirilmiş olup burgu adımının optimize edilmesinin ısı transferinin verimliliğini artırmada önemli bir parametre olduğunu göstermektedir.

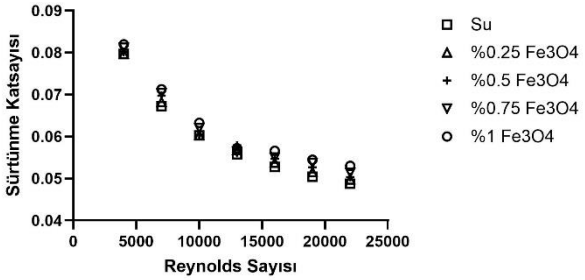
4000 Reynolds sayısında burgu adımının artmasıyla meydana gelen Nusselt sayısındaki artış %11 civarında iken 22.000 Reynolds sayısındaki artış %13 miktarında olmuştur.



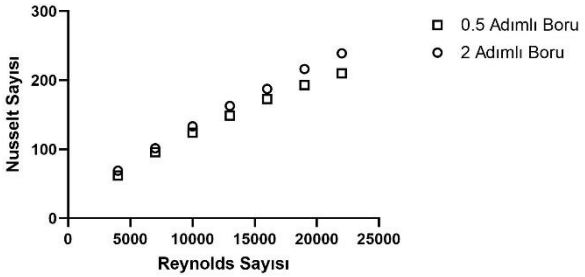
Şekil 7. 2 Adıma sahip burgulu boru demetinde Nusselt sayısının Reynolds sayısı ile değişi



Şekil 8. 2 Adıma sahip burgulu boru demetinde ısı transfer katsayısının sayısının Reynolds sayısı ile değişim



Şekil 9. 2 Adıma sahip burgulu boru demetinde sürtünme faktörünün Reynolds sayısı ile değişimi



Şekil 10. Nusselt sayısının burgu adımının etkisiyle Reynolds sayısı ile değişimi

SONUÇLAR

Sonuç olarak bu çalışma, parabolik kesitli üzerinde çukurlar bulunan burgu borulu bir ısı değiştiricisinde nanoakışkan konfigürasyonlarının termal ve hidrolik performansa etkilerini incelemiştir.

Elde edilen bulgular, incelenen çeşitli parametreler ile ilgili önemli bilgiler sunmaktadır ve bu bulguların incelenmesiyle ısı transferinin artırılmasına yönelik teknikler ortaya çıkmaktadır.

Burgulu bir boru kullanmanın düz bir boruya göre daha fazla ısı transferi sağladığı, ayrıca buruma miktarının da ısıl performans açısından önemli bir parametre olduğu gözlemlenmiştir.

Burgu adımı ve nanoparçacık hacimsel oranı gibi konfigürasyonların Nusselt sayısı, ısı transfer katsayısı, sürtünme faktörü ve termohidrolik performans katsayısı gibi ısıl-hidrolik performans değerlendirme parametreleri üzerindeki etkileri incelenmiştir.

Isıtma ve soğutma amaçlı kullanılan ısıl sistemlerde Fe_3O_4 (manyetit) nanopartikülü katkılı su bazlı bir nanoakışkan kullanımı, sistemin ısıl performansının artırılmasında etkili ve uygulanabilir bir ısı transferi iyileştirme yöntemi olarak dikkat çekmektedir. Bu çalışmada Fe_3O_4 nanoparçacıkların sahip olduğu manyetik özellikler, yüksek özgül ısı kapasitesi, ucuz ve kolay üretilebilirlik, kimyasal kararlılık gibi avantajlar sayesinde elde edilen nanoakışkanı ısıl performansını optimize etme potansiyeli değerlendirilmiştir.

Literatürde yaygın olarak kullanılan Al_2O_3 veya CuO gibi parçacıkların aksine Fe_3O_4 hem göreceli olarak daha kolay temin edilebilen hem de daha düşük enerji ile sentezlenebilen bir yapıya sahiptir. Aynı zamanda Fe_3O_4 nanoparçacığın sahip olduğu yüksek ısı iletim katsayısı özellikle düşük Reynolds sayılarında, nanoakışkan taşıma kapasitesinde artış sağlayarak ısıtma ve soğutma sistemlerinde önemli kazanımlar sağlamaktadır.

Çalışma kapsamında elde edilen sonuçlar incelendiğinde Fe_3O_4 nanoparçacıklarının viskozite, yoğunluk ve ısı iletim katsayısı gibi termofiziksel özellikler üzerinde anlamlı değişikliklere neden olduğu gözlemlenmiştir. Bu değişiklikler klasik olarak kullanılmakta olan baz akışkanlarla kıyaslandığında basınç düşümünde artışa sebep olsa da ısı transferindeki yükselme ile basınç kaybı dengelenmektedir.

Çalışma sonuçları incelendiğinde en yüksek Nusselt sayısı 22.000 Reynolds sayısında, %1 Fe_3O_4 hacimsel oranına sahip 2 adımlı burgulu boru demetinde 239 olarak gözlemlenmiştir. En düşük Nusselt sayısı ise 4.000 Reynolds sayısı değerinde saf su baz akışkanı kullanıldığında 48 olarak gözlemlenmiştir.

0.5 adımlı burgulu ısı değiştiricisinde su baz akışkanı ve %1 hacimsel orana sahip nanoakışkan karşılaştırıldığında ise Nusselt sayısındaki artışın %15 olduğu tespit edilmiştir.

0.5 adımlı burgulu ısı değiştiricisinde %25 hacimsel orana sahip nanoakışkan ile %1 hacimsel orana sahip nanoakışkan karşılaştırıldığında ise Nusselt sayısındaki artışın %5 olduğu bulunmuştur.

2 adımlı burgulu ısı değiştiricisinde su baz akışkanı ve %1 hacimsel orana sahip nanoakışkan karşılaştırıldığında ise Nusselt sayısındaki artışın %28 olduğu sonucuna varılmıştır.

2 adımlı burgulu ısı değiştiricisinde %0.25 hacimsel orana sahip nanoakışkan ile %1 hacimsel orana sahip nanoakışkan karşılaştırıldığında ise Nusselt sayısındaki artışın %7 olduğu gözlemlenmiştir.

Sonuç olarak, Fe_3O_4 nanopartikülü su bazlı nanoakışkan olarak kullanıldığında ekonomik, erişilebilir ve yüksek performansa sahip bir ısı transfer ortamı sağlayarak karşımıza çıkmaktadır. Bu çalışma ile tekil ve saf nanoparçıklara kıyasla Fe_3O_4 nanoparçacığın sahip olduğu özgün fiziksel avantajları onu termal sistemlerin verimli hale getirilmesinde, sürdürülebilir sistemler kurulmasında ve maliyet kıyasıyla uygun bir alternatif haline getirmektedir.

TEŞEKKÜRLER

Bu çalışma Erciyes Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri Koordinatörlüğü tarafından FYL-2025-14530 numaralı proje kapsamında desteklenmiştir. Gerekli altyapının sağlanması nedeniyle teşekkür eder.

SİMGE VE KISALTMALAR

Al_2O_3	Alüminyum oksit
cp	Özgül ısı kapasitesi $[J/kgK]$
CeO_2	Seryum dioksit
CuO	Bakır oksit
D	Hidrolik çap [mm]
d	Çukur çapı [mm]
f	Sürtünme katsayısı
Fe_3O_4	Manyetit
h	Isı transfer katsayısı$[W/m^2K]$
h	Çukur derinliği [mm]
k	Isı iletim katsayısı
L	Boru uzunluğu [mm]
Nu	Nusselt sayısı
p	Çukur adımları [mm]
PEC	Performans değerlendirme kriteri
ΔP	Basınç düşüşü [Pa]
P_{in}	Giriş basıncı [Pa]
P_{out}	Çıkış Basıncı [Pa]
Re	Reynolds sayısı
SiO_2	Silikon dioksit
t	Et kalınlığı [mm]
T_m	Kütle ortalama sıcaklığı (K)
T_{in}	Giren kütle sıcaklığı (K)
T_{out}	Çıkan kütle sıcaklığı (K)
TiO_2	Titanyum dioksit
q	Isı akısı kW/m^2
ρ	Yoğunluk $[kg/m^3]$
μ	Dinamik viskozite $[kg/ms]$
φ	Hacimsel oran

KAYAKLAR

Ahmad, F., Mahmud, S., Ehsan, M. M., & Salehin, M. (2023). Thermo-hydrodynamic performance evaluation of double-dimpled corrugated tube using single and hybrid nanofluids. *International Journal of Thermofluids*, *17*, 100283.

Alam, T., & Kim, M. H. (2018). A comprehensive review on single phase heat transfer enhancement techniques in heat exchanger applications. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, *81*, 813-839.

Andrzejczyk, R., Muszynski, T., & Gosz, M. (2018). Experimental investigations on heat transfer enhancement in shell coil heat exchanger with variable baffles geometry. *Chemical Engineering and Processing-Process Intensification*, *132*, 114-126.

Bianco, V., Manca, O., & Nardini, S. (2011). Numerical investigation on nanofluids turbulent convection heat transfer inside a circular tube. *International Journal of Thermal Sciences*, *50*(3), 341-349.

Bi, C., Tang, G. H., & Tao, W. Q. (2013). Heat transfer enhancement in mini-channel heat sinks with dimples and cylindrical grooves. *Applied Thermal Engineering*, *55*(1-2), 121-132.

Chen, J., Müller-Steinhagen, H., & Duffy, G. G. (2001). Heat transfer enhancement in dimpled tubes. *Applied thermal engineering*, *21*(5), 535-547.

Duangthongsuk, W., & Wongwises, S. (2009). Heat transfer enhancement and pressure drop characteristics of TiO2–water nanofluid in a double-tube counter flow heat exchanger. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *52*(7-8), 2059-2067.

Duangthongsuk, W., & Wongwises, S. (2010). An experimental study on the heat transfer performance and pressure drop of TiO2-water nanofluids flowing under a turbulent flow regime. *International journal of heat and mass transfer*, *53*(1-3), 334-344.

Gnielinski, V. (1976). New equations for heat and mass transfer in turbulent pipe and channel flow. *International chemical engineering*, *16*(2), 359-367.

Han, J. C., Dutta, S., & Ekkad, S. (2012). *Gas turbine heat transfer and cooling technology*. CRC press.

Hussein, A. M. (2016). Adaptive Neuro-Fuzzy Inference System of friction factor and heat transfer nanofluid turbulent flow in a heated tube. *Case Studies in Thermal Engineering*, *8*, 94-104.

Hussein, A. M., Dawood, H. K., Bakara, R. A., & Kadirgamaa, K. (2017). Numerical study on turbulent forced convective heat transfer using nanofluids TiO2 in an automotive cooling system. *Case Studies in Thermal Engineering*, *9*, 72-78.

Kurtulmuş, N., & Sahin, B. (2019). A review of hydrodynamics and heat transfer through corrugated channels. *International communications in heat and mass transfer*, *108*, 104307.

Li, M., Khan, T. S., Al-Hajri, E., & Ayub, Z. H. (2016). Single phase heat transfer and pressure drop analysis of a dimpled enhanced tube. *Applied Thermal Engineering*, *101*, 38-46.

Murshed, S. M. S., Leong, K. C., & Yang, C. (2005). Enhanced thermal conductivity of TiO2—water based nanofluids. *International Journal of thermal sciences*, *44*(4), 367-373.

Mohammed, H. A., Al-Shamani, A. N., & Sheriff, J. M. (2012). Thermal and hydraulic characteristics of turbulent nanofluids flow in a rib–groove channel. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, *39*(10), 1584-1594.

Özerinç, S., Kakaç, S., & Yazıcıoğlu, A. G. (2010). Enhanced thermal conductivity of nanofluids: a state-of-the-art review. *Microfluidics and Nanofluidics*, *8*, 145-170.

Patankar, S. (2018). *Numerical heat transfer and fluid flow*. CRC press.

Petukhov, B. S., Irvine, T. F., & Hartnett, J. P. (1970). Advances in heat transfer. Academic, New York, 6; 503–564.

Rudl, J., Hanzelmann, C., Feja, S., Meyer, A., Potthoff, A., & Buschmann, M. H. (2021). Laminar pipe flow with mixed convection under the influence of magnetic field. *Nanomaterials*, *11*(3), 824.

Tiwari, A. K., Ghosh, P., & Sarkar, J. (2015). Particle concentration levels of various nanofluids in plate heat exchanger for best performance. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *89*, 1110-1118.

Tokgoz, N., & Sahin, B. (2019). Experimental studies of flow characteristics in corrugated ducts. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, *104*, 41-50.

Vicente, P. G., Garcıa, A., & Viedma, A. (2004). Mixed convection heat transfer and isothermal pressure drop in corrugated tubes for laminar and transition flow. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, *31*(5), 651-662.

Wen, D., & Ding, Y. (2004). Experimental investigation into convective heat transfer of nanofluids at the entrance region under laminar flow conditions. *International journal of heat and mass transfer*, *47*(24), 5181-5188.

Xie, S., Liang, Z., Zhang, L., & Wang, Y. (2018). A numerical study on heat transfer enhancement and flow structure in enhanced tube with cross ellipsoidal dimples. *International Journal of heat and mass transfer*, *125*, 434-444.

Xuan, Y., & Li, Q. (2000). Heat transfer enhancement of nanofluids. *International Journal of heat and fluid flow*, *21*(1), 58-64.

Zheng, N., Liu, P., Shan, F., Liu, Z., & Liu, W. (2017). Turbulent flow and heat transfer enhancement in a heat exchanger tube fitted with novel discrete inclined grooves. *International Journal of Thermal Sciences*, *111*, 289-300.

INVESTIGATION OF THE AERODYNAMIC PERFORMANCE OF A NACA0015 AIRFOIL USING A GUIDE VANE AROUND THE AIRFOIL

Doğa CEYHAN*, Alper BURGAÇ*
*Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Enerji Sistemleri Mühendisliği, 01250 Sarıçam, ADANA, dogaceyhan2002@gmail.com , aburgac@atu.edu.tr

Abstract: Airfoils play a critical role in a wide range of fluid flow applications, including aircraft, vehicles, and wind turbines, where aerodynamic efficiency is essential for both performance and sustainability. In this study, the aim is to improve the aerodynamic forces acting on the NACA0015 airfoil, which is commonly employed in Darrieus-type vertical axis wind turbines, by implementing a passive flow control method using a guide vane. The effect of this guide vane on the lift and drag forces exerted on the NACA0015 airfoil was investigated. Experiments were conducted at free-stream velocities of 6 m/s and 8 m/s. Experimental results shows that, in certain cases, the models equipped with the guide vane demonstrated an increase in the lift coefficient, a delay in stall onset, and a reduction in the drag coefficient compared to the baseline model without a guide vane. Specifically, at 8 m/s wind speed, the GV120 configuration delayed stall by approximately 2° and reduced the drag coefficient by 20.16 %, while at 6 m/s it increased the maximum lift coefficient by 6.14 % compared to the baseline model.
Keywords: NACA0015 airfoil, Aerodynamic performance, Passive fluid flow, Guide vane

INTRODUCTION

It is of great technological importance to improve the efficiency and performance of an aircraft in terms of lift enhancement and drag reduction. Due to their aerodynamic and geometric characteristics, airfoils directly influence key parameters such as lift and drag forces, which are crucial for optimizing energy output. This makes them particularly important in aerospace industry and wind turbine design applications, influencing aerodynamic performance, system efficiency and operational reliability (Buğday, 2025).

One of the primary aerodynamic challenges is the separation of the boundary layer from blade surfaces, which significantly contributes to performance losses, induces fatigue damage, and hinders lift enhancement in various aerodynamic devices (Nia et al., 2023). Addressing this issue is essential, as the impact of lift and drag forces—fundamental parameters for aerodynamic performance—can be observed not only through modifications to airfoil profiles but also through the application of flow control techniques that manipulate the boundary layer over the blade surface.
These techniques are implemented to increase lift and reduce drag by directing the flow structure along a desired path over the airfoil surface. Such methods include innovative airfoil geometries, plasma actuators, and other flow control mechanisms. (Shehata et al., 2017). Each flow control method serves a distinct role, particularly in accelerating the mainstream flow and improving aerodynamic performance. Active control techniques—such as boundary layer suction, plasma actuators, and synthetic jet actuators—are generally more effective and responsive. However, they often require additional energy input, pre-design integration, and higher operational costs. In contrast, passive flow control methods—including vortex generators (VGs), guided vanes, Gurney flaps, cavity treatments, slot treatments, and leading-edge serrations—have attracted considerable interest due to their cost-effectiveness and ease of implementation, as they operate without the need for external power sources. Although their influence on flow control may be less pronounced compared to active systems, passive methods offer practical advantages in a wide range of applications, from wind turbines to gas turbines (Nia et al, 2023). In their study, Tayebi and Torabi (2024) provided an overview of the various flow control techniques, including passive and active methods, that have been employed to improve the performance of wind turbines in all aspects. Han et al (2010) investigated the actuation parameters of active flow control over an airfoil via a synthetic jet. Takashima et al (2011) studied the use of active flow control method which is nanosecond pulse driven Dielectric Barrier Discharge (DBD) plasma actuators over an NACA0015 airfoil. In their study, this actuator has demonstrated significant potential in mitigating flow separation over airfoils. As shown in the study plasma actuators can generate rapid, localized body forces that re-energize the boundary layer, delay flow separation, and ultimately enhance aerodynamic performance.

The use of passive flow control techniques is also beneficial because they do not use energy and are simpler. Passive flow control changes the geometry to achieve the desired fluid flow and there are few common techniques in use. The mechanism of a GF is to change the location and size of the separation bubbles. When the GF is deployed, a pair of counterrotating vortices forms downstream, creating a low-pressure region and increasing velocity over the suction surface. Lee & Su (2011) demonstrated that the integration of a Gurney flap at the trailing edge of an airfoil significantly improves lift performance. The Gurney flap effectively alters the near-wake structure and pressure distribution, leading to enhanced aerodynamic efficiency. These results validate the use of Gurney flaps as a practical and passive method for flow control in airfoil design, particularly for improving lift without major geometric modifications. Vortex generators (VGs) are known to be effective structures in reducing the sensitivity of rotor blades to separation due to surface roughness or fouling (Nia et al, 2023). Fouatih et al. (2016) conducted an experimental study to optimize the aerodynamic performance of a NACA 4415 airfoil using passive flow control techniques based on VGs. Their results indicated that triangular-shaped vortex generators positioned at 50% of the chord, with a spacing of 3 mm and an installation angle of 12°, were the most effective configuration. The implementation of micro vortex generators significantly enhanced flow attachment by delaying separation by up to 17°, while also reducing parasitic drag. Notably, the maximum lift coefficient increased by approximately 21% with the optimized VG arrangement. Leading-edge serrations have been investigated as a passive flow control technique, particularly for their ability to influence turbulence structures around airfoils. As shown by Yu et al (2025), applying serrations to the leading edge of the front airfoil in a tandem configuration significantly reduces turbulence intensity and vorticity in the wake region. This approach also confines the influence of vortex shedding to a narrower zone, thereby improving flow stability and reducing unsteady aerodynamic effects. Such characteristics highlight the potential of leading-edge serrations not only in noise mitigation but also in controlling flow separation and improving overall aerodynamic performance. Slot-based techniques are among the effective methods for delaying boundary layer separation by blowing or sucking air over the surface, balancing the pressure gradient and redirecting the flow. In the study of Nia et al (2023), the use of passive slots on a wind turbine airfoil can significantly improve flow attachment by re-energizing the boundary layer, especially under conditions prone to adverse pressure gradients. Micro-cavity structures have been explored as an effective passive flow control method to mitigate dynamic stall phenomena on airfoils. As demonstrated by Visbal et al (2023), the integration of flow-driven micro-cavity actuators can alter near-wall flow behaviour by energizing the boundary layer and suppressing flow separation during unsteady conditions. This passive approach leverages the cavity geometry to manipulate local vortices and delay stall without requiring additional energy input, making it a promising technique for improving aerodynamic stability and performance in various aerodynamic applications.

Aboelezz et al (2022) numerically and experimentally studied the effects of the guide vane on the NACA airfoil, which can also be used as a wind turbine blade. Takao et al. (2009) also investigated the effects of both the installation angle of the guide vane and distance between the guide vane and the airfoil. The results indicated a positive improvement in both torque and power coefficient for the turbine equipped with a guide vane compared to one without it. The reason behind of this improvement is the direct relation of the aerodynamic performance of the airfoil and the performance of the wind turbine.

In this study, the use of guide vane around the NACA0015 airfoil is performed. The effect of the use of guide vane on the aerodynamic performance of the airfoil is investigated. The implementation of a guide vane system composed of arc-shaped vane with 20° angular segment, positioned one chord length away from a NACA 0015 airfoil along a circular axis with angle intervals of 20-40°, 60-80°, 100-120°. The study focuses on evaluating the aerodynamic performance in terms of lift and drag coefficients at low wind speeds (6 m/s and 8 m/s), comparing NACA0015 airfoil blade with the guide vane to the blade without the guide vane.

EXPERIMENTAL SETUP

The force measurement experiments were conducted in the open-end suction type wind tunnel which is located at the faculty of Aerospace Engineering in Adana Alparslan Türkeş Science and Technology University. The wind tunnel presented in Fig 1. The test-section of the wind tunnel has dimensions of 400mm x 400mm x 1000mm. The turbulence intensity of the wind tunnel is less than 1% for free stream velocities. The free stream velocity is adjusted by a frequency inverter and measured by a perpendicular positioning of a Pitot-static tube to the flow within the test section of the wind tunnel. The experiments were carried out with the test speeds of 6 m/s and 8 m/s and the temperature of 24ºC.



Figure 1. Open End Suction Type Wind Tunnel

The NACA0015 airfoil test model was printed with PLA filament material in 3D printer. The chord length and span length of the NACA0015 airfoil profile are 120mm and 360 mmm, respectively.

The force measurements were performed with 6-axis ATI GAMMA SI-32-2.5 model loadcell during the experiment. Each measurement was repeated three times to enhance the accuracy of C_L and C_d. The angle of attack was arranged a range between -18 and +18 with an increment of 2 degrees.

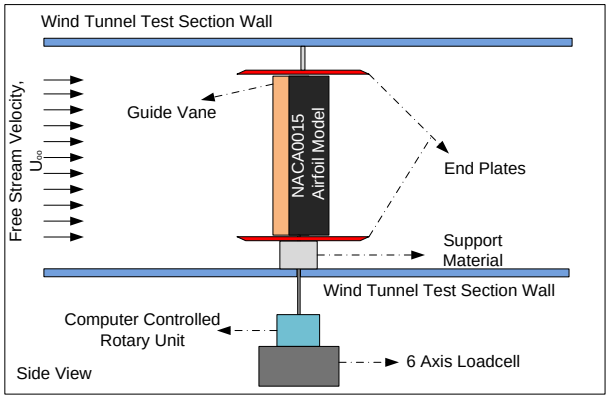


Figure 2. Schematic Represantation of the Test Section

The guide vane used in the experiments to investigate its effect on the NACA0015 airfoil has a thickness of 3 mm and a height of 360 mm. It also has an angular length of 20 degrees in a circle with an outer radius and inner radius of 94.5 mm and 88.5 mm, respectively. This guide vane is placed in the tunnel at one chord distance of the NACA0015 airfoil on a circular axis of 180 degrees at angular positions of 20-40°, 60-80°, 100-120°. These configurations are referred to as gv40 (guide vane 20-40°), gv80 (guide vane 60-80°), gv120 (guide vane 100-120°). The distance between the end plates and the airfoil is set as 2 mm. The schematic representation of the test section is presented in Figure 2.

The installation of the NACA0015 airfoil model, guide vane and guide vane's axes inside the tunnel is shown in Figure 3.

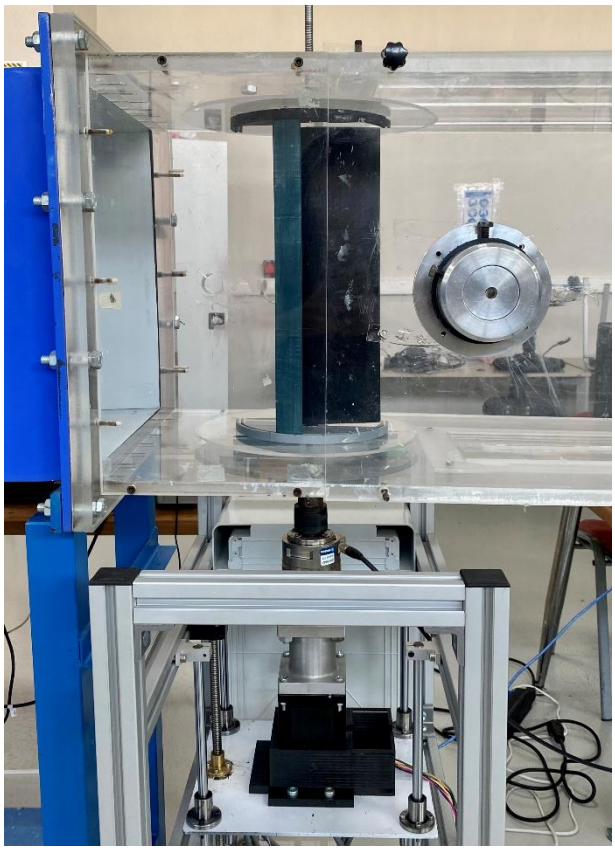


Figure 3. The NACA0015 Airfoil with Guide Vane

RESULTS AND DISCUSSION

In this section, variations of lift coefficient and drag coefficient versus angle of attack for three different guide vane positions compared to base model (no guide vane use) are presented. The experiments were performed for free stream velocity of 6 m/s and 8 m/s.

The experimental result for the lift coefficient versus angle of attack measurement for free stream velocity of 6 m/s is presented in Figure 4. It can be seen that gv120 model shows an increase in lift coefficient compared to base model for 10º and 12º AoA in positive side. Also, for the negative gv120 shows better performance compared to base and the other models.

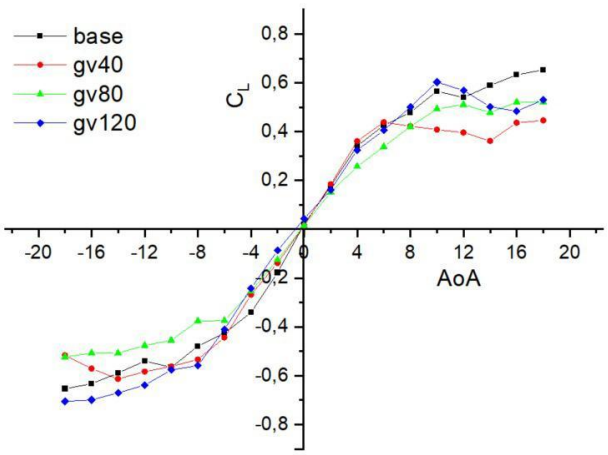


Figure 4. The variation of C_L versus angle of attack at 6 m/s
- (gv40= 20-40°, gv80= 60-80°, gv120= 100-120°)

In the Figure 5, the drag coefficient versus angle of attack at 6 m/s is shown. It can be stated that use of guide vane decreases the drag coefficient almost in all measurement ranges. It is clear that, gv80 decreases drag coefficient and shows better performance compared to the base model and the other models after 12° AoA in the positive side. Likewise, it can be seen that, the decrease in drag coefficient after 12° AoA in the negative side had been performed with gv40. Between these angles, gv120 showed better performance. Use of guide vane decreases the drag coefficient almost in all measurement range.

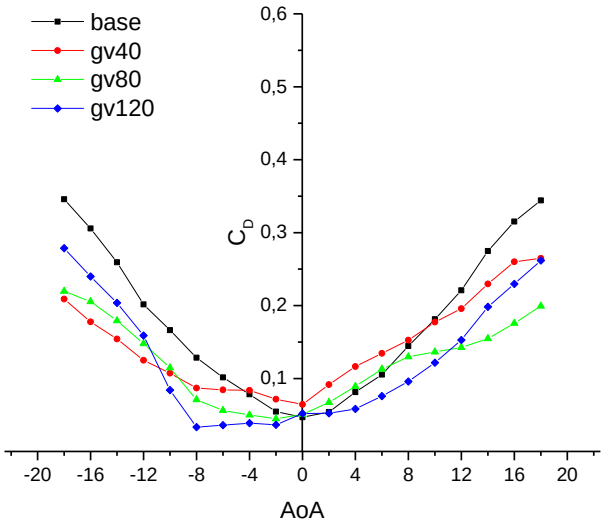


Figure 5. The variation of C_D versus angle of attack at 6 m/s (gv40= 20-40°, gv80= 60-80°, gv120= 100-120°)

In the Figure 6, the measurement results for lift coefficient versus angle of attack at 8 m/s is presented. In this figure, it is observed that gv120 has shifted the stall angle nearly two degrees from 8 to 10°.

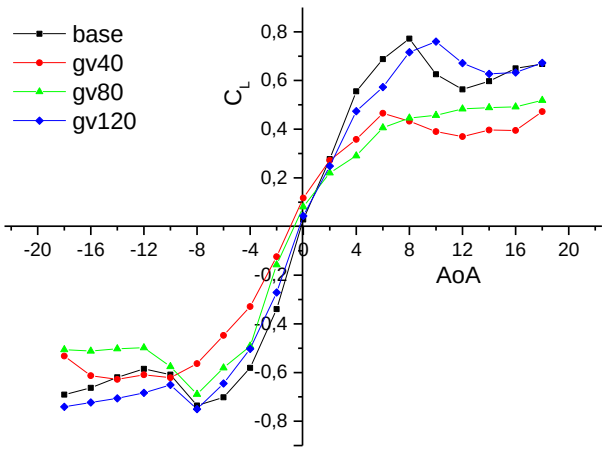


Figure 6. The variation of C_L versus angle of attack at 8 m/s (gv40= 20-40°, gv80= 60-80°, gv120= 100-120°)

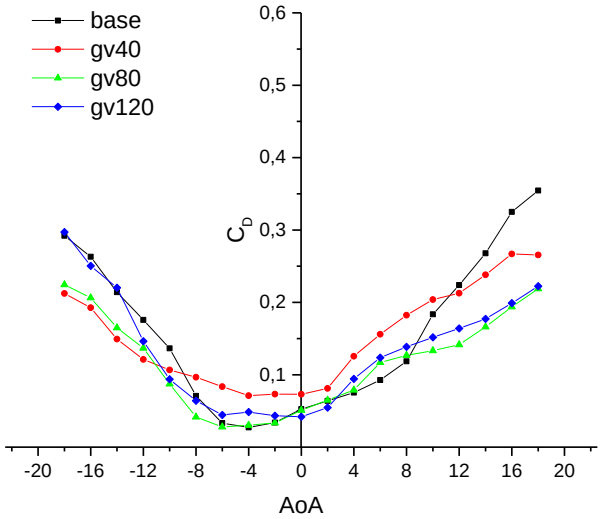


Figure 7. The variation of C_D versus angle of attack at 8 m/s (gv40= 20-40°, gv80= 60-80°, gv120= 100-120°)

In Figure 7, the results of drag coefficient versus angle of attack measurements are presented. It is observed that gv80 showed an enhancement in the overall performance for the results of the drag coefficient measurement compared to all models.

CONCLUSION

The guide vane model with a 20-degree angular length was experimentally investigated at low Reynolds numbers in an open suction wind tunnel. It was positioned one chord length away from the NACA 0015 airfoil at angular positions of 0–20°, 80–100°, and 160–180°, and the lift and drag coefficient graphs were obtained as functions of the angle of attack. According to the experimental results of the guide vane model placed one chord away from the NACA 0015 airfoil.

- At 8 m/s wind speed, the gv120 model has shifted the stall by 2 degrees compared to the base model and the gv80 model has decreased the drag coefficient compared to the base model.
- At 6 m/s wind speed, the gv120 model has increased the lift compared to the base model and the gv80 model provided a decrease in the drag coefficient.

It is concluded that the use of guide vane improves the aerodynamic performance of the system compared to base model. Also, this enhancement in the aerodynamic performance is directly affected to the NACA0015 airfoil profile.

ACKNOWLEDGEMENT

The research project with application number 1919B012465817 is supported by TUBITAK, 2209-A University Students Research Projects Support Program.

REFERENCES

Aboelezz, A., Ghali, H., Elbayomi, G., & Madboli, M. (2022). A novel VAWT passive flow control numerical and experimental investigations: Guided vane airfoil wind turbine. *Ocean Engineering*, *257*, 111704.

Adya, S., Han, D., & Hosder, S. (2010, September). Uncertainty quantification integrated to the CFD modeling of synthetic jet actuators. In *5th Flow Control Conference* (p. 4411).

Buğday, M. (2025). Aerodynamic performance analysis of NACA 0015 airfoil at low Reynolds numbers. *Havacılık ve Uzay Çalışmaları Dergisi*, *5*(1), 65-85.

Fouatih, O. M., Medale, M., Imine, O., & Imine, B. (2016). Design optimization of the aerodynamic passive flow control on NACA 4415 airfoil using vortex generators. *European Journal of Mechanics-B/Fluids*, *56*, 82-96.

Lee, T., & Su, Y. Y. (2011). Lift enhancement and flow structure of airfoil with joint trailing-edge flap and Gurney flap. *Experiments in fluids*, *50*, 1671-1684.

Mohamed, M.H.; Ali, A.M.; Hafiz, A.A. CFD analysis for H-rotor Darrieus turbine as a low speed wind energy converter. Eng. Sci. Technol. Int. J. 2015, 18, 1–13.

Nia, B. B., Ja'fari, M., Ranjbar, A. R., & Jaworski, A. J. (2023). Passive control of boundary layer flow separation on a wind turbine airfoil using vortex generators and slot. *Ocean Engineering*, *283*, 115170.

Rethmel, C., Little, J., Takashima, K., Sinha, A., Adamovich, I., & Samimy, M. (2011, January). Flow separation control over an airfoil with nanosecond pulse driven DBD plasma actuators. In *49th AIAA aerospace sciences meeting including the new horizons forum and aerospace exposition* (p. 487).

Takao, M., Kuma, H., Maeda, T., Kamada, Y., Oki, M., & Minoda, A. (2009). A straight-bladed vertical axis wind turbine with a directed guide vane row—Effect of guide vane geometry on the performance—. *Journal of thermal Science*, *18*, 54-57.

Tayebi, A., & Torabi, F. (2024). Flow control techniques to improve the aerodynamic performance of Darrieus vertical axis wind turbines: A critical review. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, *252*, 105820.

Visbal, M. R., & Garmann, D. J. (2023). Passive control of dynamic stall using a flow-driven micro-cavity actuator. *Theoretical and Computational Fluid Dynamics*, *37*(3), 289-303.

Yu, X., Zhou, J., & Li, Y. (2025). Noise control in tandem airfoil configurations using leading-edge serrations on the front airfoil. *Experiments in Fluids*, *66*(5), 1-17.

ÇAPRAZ AKIŞLI ISI DEĞİŞTİRİCİSİNDE HELİSEL KANATÇIKLARIN ISI TRANSFERİNE ETKİSİ

Mehmet Yoladi[b], İsak Kotcioglu[a], Eda Feyza Akyurek[b]

[a] Makine Mühendisliği Bölümü, Atatürk Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Erzurum, Türkiye
ikotcioglu@atauni.edu.tr
[b] Makine Mühendisliği Bölümü, Erzurum Teknik Üniversitesi, Erzurum, Türkiye

Özet: Bu çalışmada, silindirik borulu helisel kanatçıklı çapraz akışlı bir ısı değiştiricinin ısı ve akış karakteristikleri deneysel olarak incelenmiştir. Test bölgesinde, kanatçıklı boruların içinden soğuk akışkan su geçirilirken, kanatçıklı helisel kanallar arasından akış yönü doğrultusunda sıcak akışkan hava akışı geçmektedir. Çalışmada hava sıcaklığı (36°C, 47°C, 58°C), hava hızı (4.8, 9.15, 13.5 m/s) ve su debisi (6, 12, 18 g/s) olmak üzere üç parametre Box-Behnken Deney Tasarımı yöntemi ile deney planı oluşturulmuştur. Sonuçlar, artan Reynolds sayısı (≥ 15.000) ile birlikte konvektif ısı transfer katsayısında (≥ 400 W/m²·°C) belirgin bir artış olduğunu ortaya koymuştur ve bu durum türbülanslı akış rejiminin etkisini doğrulamaktadır. Hava sıcaklığının 47°C'den 58°C'ye çıkarılması, ısı transfer miktarında (≥ 700 W) anlamlı bir artışa neden olmuştur. Hava tarafından verilen ısı (Q_{hava}) ile su tarafından alınan ısı (Q_{su}) arasında farklar gözlemlenmiş ve bu farklar ölçüm belirsizlikleri, ısı kayıpları veya sistem verimsizliklerine bağlı olduğu düşünülmektedir. Reynolds sayısı ile ısı transfer katsayısı arasındaki ilişki, türbülansın ısı taşınımını artırmadaki etkinliğini ortaya koymuştur. Sonuç olarak, helisel kanatçıklar, yüzey alanını artırarak ve ikincil akışlar oluşturarak ısı değiştirici performansını önemli ölçüde iyileştirmektedir. Çalışmada, ısı kayıplarının belirlenmesi için deneysel belirsizlik analizleri yapılmış, bulguların CFD simülasyonlarıyla doğrulanabileceği ve farklı kanatçık konfigürasyonlarıyla optimizasyon yapılabileceği belirtilmiştir. Bu bulgular, yüksek performanslı ve enerji verimli ısı değiştirici sistemlerinin tasarımına katkı sunmaktadır.

Anahtar Kelimler: Çapraz akışlı ısı değiştirici, Helisel kanatçıklar, Isı transfer katsayısı, Reynolds sayısı, Isı taşınım katsayısı

Abstract: Heat exchangers are essential components of thermal systems, facilitating energy transfer between fluids of different temperatures. In recuperative heat exchangers, thermal energy is exchanged through solid walls without fluid mixing. This study presents an experimental investigation into the thermal and flow characteristics of a crossflow heat exchanger equipped with 50 helical-finned cylindrical tubes. In the test setup, cold water flows inside the finned tubes while hot air is directed externally across the tubes in a perpendicular arrangement. A Box-Behnken Design of Experiments (BBD) methodology was employed, varying air temperature (36°C, 47°C, 58°C), air velocity (4.8, 9.15, 13.5 m/s), and water mass flow rate (6, 12, 18 g/s). The results indicate a significant increase in the convective heat transfer coefficient (≥ 400 W/m²·°C) with increasing Reynolds number (≥ 15,000), verifying the dominance of turbulent flow regimes. An air temperature rise from 47°C to 58°C resulted in a notable increase in heat transfer rate (≥ 700 W). Discrepancies between the heat lost by air (Q_{air}) and heat gained by water (Q_{water}) were observed and attributed to possible measurement uncertainties, thermal losses, or system inefficiencies. The relationship between Reynolds number and heat transfer coefficient confirmed the enhancement potential of turbulent convection. The study concludes that helical fins significantly improve heat exchanger performance by increasing the effective surface area and inducing secondary flow. Recommendations include conducting an uncertainty analysis to quantify losses, validating results with CFD simulations, and testing alternative fin configurations for design optimization. These findings contribute to the development of high-performance heat exchangers for industrial energy systems and sustainable thermal management.

Keywords: Crossflow heat exchanger, Helical fins, Heat transfer enhancement, Box-Behnken design, Experimental study, Turbulent flow

GİRİŞ

Isı değiştiriciler, farklı sıcaklıklardaki iki veya daha fazla akışkan arasında ısı geçişini sağlayan ve enerji dönüşüm sistemlerinin verimliliğini doğrudan etkileyen temel mühendislik elemanlarıdır. Özellikle reküperatif tip ısı değiştiriciler, akışkanların ayrı kanallar içinde karışmadan hareket ettiği, ısı alışverişinin katı yüzeyler üzerinden gerçekleştiği sistemler olarak enerji, kimya, otomotiv, havacılık ve iklimlendirme gibi çok sayıda alanda yaygın olarak kullanılmaktadır (Ranganayakulu & Seetharamu, 2018) (Jia et al., 2024). Bu sistemlerde ısı transfer performansının artırılması, yalnızca enerji verimliliği açısından değil, aynı zamanda çevresel etkilerin azaltılması ve işletme maliyetlerinin düşürülmesi bakımından da kritik öneme sahiptir (Jalalian et al., 2018) (Shah & Sekulic, 2003).

Isı değiştiricilerin performansını artırmak amacıyla birçok geometrik iyileştirme ve yüzey modifikasyonu yöntemi geliştirilmiştir. Bu bağlamda, ısı transfer yüzeyine eklenen kanatçık (fin) yapıları hem yüzey alanını artırmakta hem de akışta türbülans oluşturarak taşınımla ısı transferini iyileştirmektedir. Helisel kanatçıklar, düz kanatçıklara kıyasla daha uzun akış yolları ve ikincil akışlar oluşturarak sınır tabakayı inceltmekte, böylece ısı transfer katsayısında ciddi artışlara yol açmaktadır (Bergles, 1997) (Ma et al., 2019) (Li et al., 2021).

Son yıllarda yapılan çalışmalar, helisel kanatçıkların çapraz akışlı ısı değiştiricilerde kullanılması durumunda özellikle yüksek Reynolds sayılarında önemli performans kazançları sağladığını göstermektedir. (Qi ve ark., 2018), helisel kanatçıklarla donatılmış çapraz akışlı ısı değiştiricide ısı transfer katsayısında %35'in üzerinde artış gözlemlemişlerdir. Benzer şekilde, (Yildiz ve ark., 2021) helisel kanatçıklı sistemlerin türbülanslı rejimde basınç kaybını artırmakla birlikte, toplam termal verimlilik açısından daha avantajlı olduğunu belirtmiştir. (Ahmed, 2012) ve (Liu & Sakr, 2013) çalışmalarında, pasif iyileştirme teknikleri arasında helisel yapıların hem kompaktlık hem de performans bakımından öne çıktığını ifade etmektedir.

Bununla birlikte, ısı değiştirici tasarımlarında parametrelerin çokluğu nedeniyle sistematik analiz ihtiyacı ortaya çıkmaktadır. Bu doğrultuda, çok değişkenli analiz ve optimizasyon yöntemleri sıklıkla tercih edilmektedir. Box-Behnken Deney Tasarımı (BBD), özellikle üç veya daha fazla bağımsız değişkenin etkisini değerlendirmek ve etkileşimlerini ortaya koymak için tercih edilen istatistiksel bir yaklaşımdır (Montgomery, 2017). (Jalalian ve ark., 2018), enerji depolama sistemlerinde termal performansın optimizasyonu için BBD yöntemini başarıyla uygulayarak sistem davranışını matematiksel olarak modellemiştir. Benzer şekilde, (Ma ve ark., 2018), helisel yapılı kompakt ısı değiştirici optimizasyonunda RSM temelli çok değişkenli analiz yöntemlerinin avantajlarını vurgulamıştır.

Bu çalışmada, silindirik borulu helisel kanatçıklı 50 adet ısı alıcıdan oluşan çapraz akışlı bir ısı değiştiricide deneyler yapılarak sonuçlar deneysel ve nümerik olarak analiz edilmiştir. Deney düzeneğinde boruların içinden düşey doğrultuda soğuk akışkan olarak su geçirilirken, helisel kanat dış yüzeylerinden akış yönün doğrultusunda sıcak hava akışı geçmektedir. Hava sıcaklığı, hava hızı ve su debisi olmak üzere üç temel parametrenin ısı transferi üzerindeki etkileri, Box-Behnken yöntemi ile planlanan deneysel plana göre değerlendirilmiştir. Çalışmada, Reynolds sayısı ve ısı taşınım katsayısı gibi önemli mühendislik parametreleri kullanılarak sistem performansı analiz edilmiş, helisel kanatçıklı geometrilerin sağladığı avantajlar ayrıntılı olarak ortaya konmuştur.

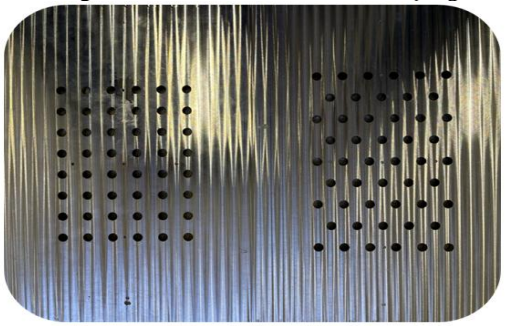
MATERYAL YÖNTEM

Bu çalışmada, dairesel silindirik borulu helisel kanatçıklı ısı alıcılarla donatılmış çapraz akışlı bir ısı değiştiricisi üzerindeki ısı transferi ve akış karakteristikleri deneysel olarak incelenmiştir. Deneylerde farklı hava sıcaklığı (36°C, 47°C, 58°C), hava hızı (4.8, 9.15, 13.5 m/s) ve su debilerinde (6, 12, 18 g/s) deneyler Box-Behnken Deney Tasarımı yöntemi uygulanmıştır. Box-Behnken tasarımı, ısı değiştirici sistemlerinin performans analizinde etkili bir yöntem olup, her bir giriş değişkeninin ana etkilerini ve değişkenler arasındaki potansiyel etkileşimleri belirlemeye yardımcı olarak, sistematik ve verimli bir analiz sağlamaktadır (Shah & Sekulic, 2003).

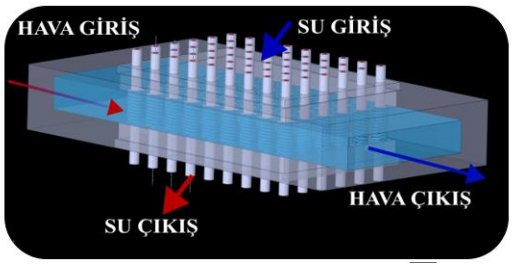
Deneylerde, hava tarafından verilen ısı Q_{hava} ile su tarafından alınan ısı Q_{su} arasındaki enerji dengesi gözlemlenmiş ve bu iki büyüklük arasındaki farklar analiz edilmiştir. Reynolds sayısı ve ısı transfer katsayısı arasındaki ilişki incelenmiş, türbülansın etkinliğini doğrulamak adına deneysel verilerin ampirik bağıntılarla karşılaştırılabileceği belirlenmiştir.



Şekil 1. Tek ağızlı silindirik borulu helisel kanatçık geometrisi



Şekil 2. Sıralı ve kaydırılmış levha dizilimleri



Şekil 3. Test Bölgesi

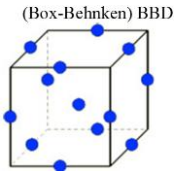
Şekil 1'de Tek ağızlı silindirik borulu helisel kanatçık geometrisinin üç farklı görünüşü gösterilmiştir. Bu ısı alıcılar (knatçıklı elemanlar) Alüminyum (6061) alaşımlı malzemeden üretilmiştir. Şekil 2'de helisel kanatçıklı ısı alıcıların yerleştirildiği Alüminyum alaşımlı plakalarıb üretilmiş halinin fotoğraf resmi gösterilmiştir. Şekil 3'te kullanılan helisel kanatçık ısı alıcıların plakalara yerleştirilmiş 3D boyutlu olarak çizilmiş test bölgesi gösterilmektedir. Şekil 3'te çapraz akışlı ısı değiştiricisinde sıcak ve soğuk akışkanın giriş-çıkışları gösterilmiştir. Test bölgesi plakalar üzerinde farklı noktalara yüzeydeki sıcaklık dağılımlarını ölçmek için termo-çiftler kullanılmıştır. Keza kanal giriş ve çıkışında sıcaklık değerlerinin ölçümü için bu termo-çiftler kullanılmıştır. Kanal giriş ve çıkışına basınç prizleri yerleştirilerek test bölgesinde meydana gelen basınç farkı hesaplanmıştır.



Şekil 4. Hazırlanmış Termo-çiftler (Cu-constant)

Box-Behnken Deney (BBD) Tasarımı

RSM (Response Surface Methodology, Yanıt Yüzey Metodolojisi) bir sistemin girdileri ile çıktıları arasındaki ilişkileri modellemek ve optimize etmek için kullanılan etkili bir yöntemdir. Bu yöntem, çok değişkenli ve karmaşık sistemler üzerinde çalışırken kullanılır. RSM yönteminde problemin tanımlanması, optimize edilecek hedef fonksiyon ve sistem yanıt değişkenleri belirlenir. Daha sonra deneyde kontrol edilecek faktörler ve bunların deneysel aralığı belirlenir. Deney faktörlerinin seçimi ve seviyelerini oluşturma, deneyde değişkenlik gösterilen bağımsız değişkenler yani faktörler (örneğin hız, basınç, sıcaklık vs.) belirlenir. Her bir faktör için deneysel düzeyler belirlenir. Faktör sayısı deney sayısını artırır, bu nedenle ilk olarak faktörlere odaklanmak çok önemlidir. Şekil 5'te bu yöntemde faktörlerin uç noktalara odaklanılmamaktadır.



Şekil 5. Deney tasarım yönteminin şematik resmi

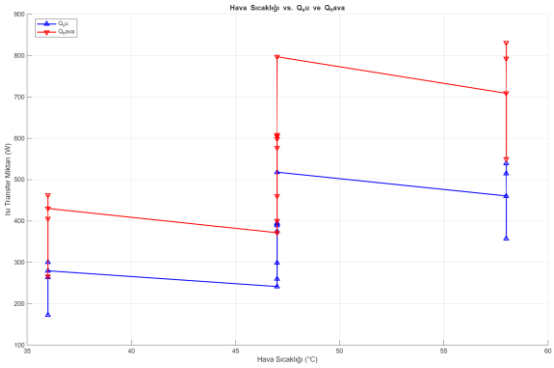
Tablo 1. BBD deney planı

Deney No	Hava Sıcaklık (°C)	Su Debisi (g/s)	Flowmeter(kg/h)	Hava Hızı (m/s)	Micromaster Frekans (hz)
1	36	6	21,6	9,15	30
2	36	12	43,2	4,8	14,5
3	36	12	43,2	13,5	50,3
4	36	18	64,8	9,15	30
5	47	6	21,6	4,8	14,5
6	47	6	21,6	13,5	50,3
7	47	12	43,2	4,8	14,5
8	47	12	43,2	9,15	30
9	47	12	43,2	9,15	30
10	47	12	43,2	9,15	30
11	47	18	64,8	4,8	14,5
12	47	18	64,8	13,5	50,3
13	58	6	21,6	9,15	30
14	58	12	43,2	4,8	14,5
15	58	12	43,2	13,5	50,3
16	58	18	64,8	9,15	30

Bu deneyde 3 faktör, 2.dereceden polinom modeli ve daha az deneyle optimizasyon veya yanıt yüzey modellemesi olduğu için Box-Behnken seçilmiştir. BBD deney planı aşağıda Tablo 1'de verilmiştir.

BULGULAR VE TARTIŞMA

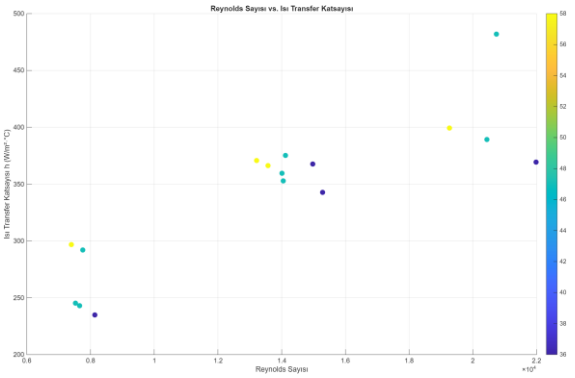
Bu çlışmada farklı Re sayısı aralıklarında deneyler yapılmış ve ona göre elde edilen verilerden yola çıkarak analizler yapılmıştır.



Şekil 6. Q_{su} ve Q_{hava} ısı transfer miktarı

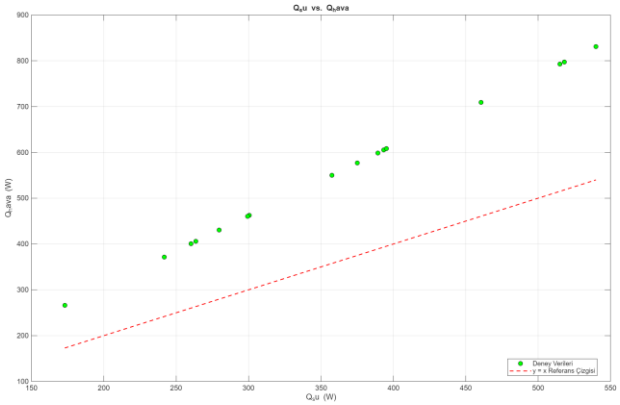
Şekil 6'da hava sıcaklığının artışına bağlı olarak su (Q_{su}) ve hava (Q_{hava}) tarafında hesaplanan ısı transferi miktarları gösterilmektedir; elde edilen veriler, hava sıcaklığının 36°C'den 58°C'ye çıkmasıyla birlikte özellikle 47°C üzerindeki değerlerde ısı transferinde belirgin bir artış yaşandığını ortaya koymaktadır. Q_{hava} değerlerinin Q_{su}'ya kıyasla sistematik olarak daha yüksek seyretmesi bir miktar ısı kaybı ve deneysel belirsizlik değerlerinin olduğunu göstermektedir. Hava sıcaklığının 47°C'den 58°C'ye çıkarılması, özellikle Q_{hava}'da 800 W seviyelerine ulaşan ısı transferiyle sonuçlanmış ve bu artış, sıcaklık farkının büyümesine bağlı olarak konvektif ısı taşınımının güçlenmesiyle açıklanmıştır. Ayrıca, helisel kanatçıklı yapıların artan sıcaklıkla birlikte sınır tabaka davranışını etkileyerek ısı transfer verimliliğini artırdığı, ancak Q_{hava} ile Q_{su} arasındaki farkın artan sıcaklıkla birlikte büyümesi bir miktar ısı kaybı ve belirsizlikten kaynaklandığını göstermektedir. Bu bağlamda, helisel kanatçıklı çapraz akışlı ısı

değiştiricilerin yüksek sıcaklık koşullarında ısı transfer performansını artırdığı ortaya çıkmıştır.



Şekil 7. Hava sıcaklığına bağlı olarak *Re-h* grafiği değişimi

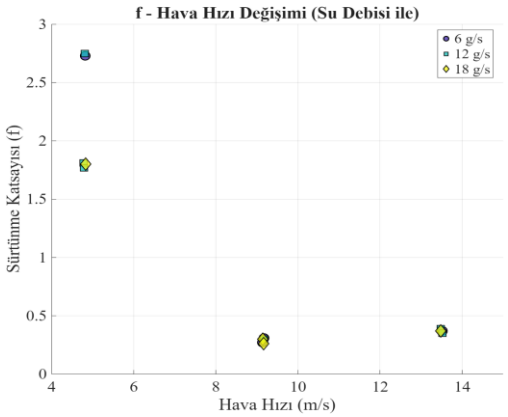
Şekil 7'de Reynolds sayısının taşınımla ısı transfer (h) katsayısı üzerindeki etkisi renk skalası ile birlikte gösterilmiştir. Burada her bir veri noktası belirli bir hava sıcaklığını temsil etmektedir ve renk geçişi sıcaklığın yükseldiğini ifade etmektedir. Grafik genel olarak incelendiğinde, Reynolds sayısının artışıyla birlikte ısı transfer katsayısında belirgin bir artış eğilimi gözlemlenmektedir. Bu durum, artan akış hızının sınır tabaka incelmeyenilenmesi ve türbülans oluşumu üzerindeki etkisiyle açıklanabilir. Özellikle Reynolds sayısının 1.4×10^4 ve üzeri değerlere ulaştığı bölgelerde, h değerlerinin 400 W/m²·°C ve üzerine çıktığı dikkat çekmektedir. Bu da helisel kanatçıklı ısı alıcıların türbülanslı akışı destekleyerek ısı taşınımını etkin biçimde artırdığını göstermektedir. Renk skalası üzerinden değerlendirildiğinde ise yüksek sıcaklık değerlerinde (örneğin 44 – 58 °C aralığı) daha yüksek ısı transfer katsayıları gözlenmiş, bu da sıcaklık farkının büyümesiyle ısı geçiş potansiyelinin arttığını doğrulamaktadır. Düşük Reynolds sayılarında, hem düşük sıcaklık seviyeleri hem de sınırlı türbülans nedeniyle h değerleri görece düşük kalmıştır (≈240–280 W/m²·°C). Sonuç olarak, bu grafik hem Reynolds sayısının hem de sıcaklığın ısı transferi üzerindeki çift yönlü etkisini ortaya koymakta olup helisel kanatçıklı yapıların yüksek hız ve sıcaklık kombinasyonlarında optimum performans sunduğunu açıkça göstermektedir.



Şekil 8. Hava ve Su ısı transferi oranları

Şekil 8'de, su tarafında hesaplanan ısı transfer miktarı Q_{su} ile hava tarafında hesaplanan ısı transfer miktarı Q_{hava} karşılaştırmalı olarak verilmiştir. Grafik üzerindeki yeşil noktalar deneysel verileri temsil ederken, kırmızı kesikli çizgi y=x referans doğrusu olarak yerleştirilmiştir ve teorik olarak sistemde enerji dengesi yani alınan enerji verilen (Q_{su}=Q_{hava}) enerjiye eşittir.

Şekil 8'de ki grafik incelendiğinde, tüm veri noktalarının bu referans çizgisinin üstünde yer aldığı açıkça görülmektedir; bu da sistemde hava tarafından verilen ısının, su tarafından alınan ısıdan daha yüksek olduğunu göstermektedir. Bu fark, sistemdeki ısı kayıplarına, çevreye olan iletim ve radyasyon yoluyla kaçaklara ve ölçüm cihazlarından kaynaklı kalibrasyon ve konumlandırma hatalarına işaret etmektedir. Özellikle yüksek ısı transferi değerlerinde bu farkın daha da belirginleşmesi, ısı kayıplarının Reynolds sayısına veya hava sıcaklığına bağlı olarak arttığını düşündürmektedir.



Şekil 9. Sürtünme katsayısının (f) hıza (u) göre değişimi

Şeki 9'da grafikten görüldüğü gibi akışkan hız arttıkça, sürtünme katsayısı azalmaktadır. Literatürde de bu logaritmik azalış sonrası hıza bağlı sürtünme sabit devam etmektedir. Sürtünme katsayısının belli bir hız artışından sonra sabit kalması, akışın türbülanslı rejime tam olarak geçiş yapmasıyla açıklanabilir. Türbülanslı akışta, momentum transferi ve sınır tabaka dinamikleri, hızdan bağımsız hale gelir. Su debisinin etkisinin ise hava tarafında sürtünmeye etkisinin az olduğu gözlemlenmiştir.

SONUÇLAR

Bu çalışma kapsamında, dairesel silindirik borulu helisel kanatçıklı ısı alıcılardan oluşan çapraz akışlı bir ısı değiştiricide hava sıcaklığı, hava hızı ve su debisi gibi parametrelerin ısı transferi üzerindeki etkileri deneysel olarak incelenmiştir. Elde edilen sonuçlar, artan Reynolds sayısının ısı transfer katsayısını önemli ölçüde artırdığını ve türbülanslı rejime geçişin ısı taşınımını kuvvetlendirdiğini ortaya koymuştur. Özellikle hava sıcaklığının 58 °C seviyesine çıkarılması, hem hava tarafı (Q_{hava}) hem de su tarafı (Q_{su}) ısı transfer miktarlarında belirgin artışlara neden olmuş ve helisel kanatçıkların bu

süreçte yüzey alanını artırarak ısı geçişini iyileştirdiği gözlemlenmiştir. Ancak Q_{hava} ve Q_{su} değerleri arasındaki sistematik farklar, deneysel sistemde oluşan ısı kayıplarına ve enerji dengesizliğine işaret etmektedir. Bu farkların yüksek ısı seviyelerinde daha belirgin hale gelmesi, sistemin çevresel ısı kaçaklarına karşı hassas olduğunu göstermiştir. Ayrıca, *Re-h* ilişkisi incelendiğinde analizler hem yüksek akış hızının hem de sıcaklık farkının birlikte değerlendirilmesi gerektiğini vurgulamıştır. Sonuç olarak, helisel kanatçıklı ısı alıcılardan oluşan çapraz akışlı ısı değiştiricileri ısı transfer verimini artırmada etkili olduğu ifade edilebilir. Isı transferini artırmada tasarlanan her bir kanatçığın profili ve akış düzlemlerinin yanı sıra kanatçıkların sıralanması önemlidir. Ayrıca sürtünme katsayısında hava hızının etkisinin su debisine göre daha yüksek olduğunu göstermiştir. Bu tür bir tasarımda akışkanın aktığı profil dikkate alındığında sürtünme kayıplarından dolayı ΔP basınç düşüşününde nispeten artacağı kaçınılmaz olacaktır.

DENKLEMLER

Dikdörtgen kesitli çapraz akışlı bir ısı değiştiricisinde soğuk akışkan sıcak akışkan arasında gerçekleşen ısı transferinin etkis araştırılırken ısı alıcıların etkisinin ne olduğu araştırılması önemlidir. Bu tür sistemlerde iki akışkan arasında gerçekleşen toplam ısı transfer miktarı aşağıdaki eşitlikle belirlenir. Isı iletiminin olmadığı iletim, taşınım, ışınım ve kayıp ısıların toplamı şeklinde yazılır

$$Q_{top.} = Q_{taş.} + Q_{ışın.} + Q_{kay.} \quad (1)$$

Bu eşitlikteki $Q_{kay.}$ kayıp ısı miktarı (%5) ve ışınımla ısı transferi $Q_{ışın} = 0$ alınarak eşitlik (1) yeniden düzenlenerek toplam ısı transfer miktarı aşağıdaki eşitlikle tanımlanır.

$$Q_{top.} = Q_{taş} \quad (2)$$

Bu eşitlikteki taşınımla ısı transfer miktarı ($Q_{taş}$) aşağıdaki eşitlikle hesaplanır

$$Q_{taş} = h_{ort}\, A_{top} \left[\overline{T}_s - \frac{(\overline{T}_c - \overline{T}_g)}{2}\right] \quad (3)$$

Denklem 3'te h_{ort} ortalama taşınım ısı transfer katsayısı, A_{top} toplam ısı transfer yüzey alanı ve Q_{tas} taşınımla gerçekleşen ısı transferidir. Isı transfer miktarı yüzey sıcaklığı ve akışkanın ortalama sıcaklığı arasındaki fark ile doğrudan ilişkilidir. Bu bağlamda, yüzey sıcaklığı (T_s) , kanatçıkların yerleştirildiği alt ve üst plaka sıcaklıklarının toplam ortalaması olarak aşağıdaki eşitlikle hesaplanmıştır.

$$\overline{T}_s = \frac{(\overline{T}_g + \overline{T}_c)}{2} \quad (4)$$

(T_g) ve (T_c) sıcaklıkları sırasıyla kanal giriş ve çıkışındaki akışkan havanın ortalama sıcaklıklarını göstermektedir. Bu parametreler birlikte değerlendirildiğinde, sistemdeki ısı geçişinin büyüklüğü ve etkinliği hakkında nicel bilgi elde edilebilir. Deney sisteminde kullanılan sıcak akışkan havanın akış rejimi Reynolds sayısı aşağıdaki eşitlik ile belirlenir.

$$\mathrm{Re} = \frac{\rho D_{ch} U_{ort}}{\mu} \quad (5)$$

Denklem 5'de Reynolds sayısının hesaplanmasında kullanılan temel büyüklükler; ρ akışkan yoğunluğu, D_{ch} hidrolik çap , U_{ort} ortalama akışkan hızı ile dinamik viskozite μ şeklinde sıralanabilir. Hidrolik çap, özellikle dairesel olmayan veya düzensiz kesitli kanallarda, akışın karakteristiğini belirleyen eşdeğer çap olarak kullanılır. Ortalama hız, kesit alanı boyunca akan akışkanın hızlarının aritmetik ortalamasıyken; maksimum hız, özellikle kaydırılmış veya daraltılmış geometrilerde, kanatçıklar arasındaki dar bölgelerde gözlenen en yüksek hız değerini temsil eder ve aşağıdaki eşitlikle elde edilir.

$$U_{max,stag} = \left(\frac{S_T}{S_T - D}\right) U_{ort} \quad (6)$$

Bu eşitlikteki kanatçıklar arası düşey ve yatay kanatçıklar arası mesafe S_T=S_L=12 mm dir. Bu iki hız arasındaki fark, akışın gelişen türbülans seviyesini etkileyerek, ısı ve momentum taşınımını doğrudan etkiler. Reynolds sayısı bu parametrelerin bir araya gelmesiyle elde edilir ve akış rejiminin (laminer, geçiş veya türbülanslı) belirlenmesinde önemli bir kriter olarak görev yapar. Isı değiştirici sisteminde sıcak ve soğuk akışkan arasındaki ısı geçişinin performansının analizinde temel parameter olan taşınımla ısı ransfer katsayısı aşağıdaki eşitlikle verilmiştir.

$$h_{ort} = \frac{Q_{taş}}{A_{tot}\left[\overline{T}_s - \left(\frac{\overline{T}_c + \overline{T}_g}{2}\right)\right]} \quad (7)$$

Denklem 7'de h_{ort} ısı değiştirici sistemlerde ortalama taşınımla ısı transfer katsayısı, sıcak ve soğuk akışkanlar arasında gerçekleşen ısı geçişinin nicel bir göstergesi olarak öne çıkar. Bu katsayı, belirli bir yüzey alanı ve sıcaklık farkı başına birim zamanda aktarılan ısı miktarını temsil eder. Hesaplamalarda genellikle toplam ısı transferini ifade eden Q_{top}, ısı alışverişine konu olan yüzey alanı A ve giriş-çıkış sıcaklıklarına bağlı olarak elde edilen logaritmik ortalama sıcaklık farkı ΔT_{lm} dikkate alınır. ΔT_{lm} logaritmik ortalama sıcaklık farkı

yüzey sıcaklıkları ile sıcak ve soğuk akışkan giriş ve çıkış sıcaklıkları arasındaki ilişkiye göre aşağıdaki eşitlikle tanımlanmıştır.

$$\Delta T_{LM} = \frac{(T_s - T_ç) - (T_s - T_g)}{\ln\left(\frac{T_s - T_g}{T_s - T_ç}\right)} \quad (8)$$

h_{ort} değeri, akışkanın cinsine, akış rejiminin (laminer veya türbülanslı) karakterine, sıcaklık dağılımına, yüzeyin geometrik yapısına ve Nusselt sayısıyla kurulan ilişkisine bağlı olarak değişkenlik gösterir. *Nu* Nusselt sayısı, taşınımla ısı transferinin iletimle ısı transferine göre etkinliğini ifade eden boyutsuz bir sayıdır ve ısı değiştirici performansını değerlendirmede kullanılan temel bir parametredir.

$$\mathrm{Nu} = \frac{h_{ort} D_{ch}}{k} \quad (9)$$

Bu eşitlikteki, (h) taşınımla ısı transfer katsayısı, (D_{ch}) karakteristik uzunluk olarak hidrolik çap ve (k) akışkanın ortalama sıcaklıktaki ısı iletim katsayısıdır. *K*anal içi akışta meydana gelen basınç kayıplarını hesaplamak için f sürtünme katsayısı, kullanılır ve özellikle kompakt ısı değiştiricilerde akış direncini değerlendirmede önemlidir. Friction faktör (sürütnme katsayısı) aşağıdaki eşitlikle verilmiştir.

$$f = \frac{\Delta P}{\left(\frac{L_2}{D_{ch}}\right) \rho \frac{U_{ort}^2}{2}} \quad (10)$$

Bu katsayının hesaplanmasında; giriş-çıkış arasındaki basınç farkı (ΔP), kanal uzunluğu (L), hidrolik çap (D_{ch}), ortalama hız (U_{ort}) ve akışkan yoğunluğu (ρ) temel değişkenlerdir. Reynolds sayısı arttıkça friction faktör giderek düşmektedir. Reynolds sayısı, friction faktörün f =f(Re) fonksiyonudur.

SEMBOLLER

D_{ch}	Hidrolik Çap [m]
Re	Reynolds sayısı
Nu	Nusselt sayısı
T_w	Yüzey sıcaklığı [C]
ρ	Yoğunluk [kg/m^3]
μ	Viskozite [Ns/m^2]

KAYNAKLAR

Ahmed, H. E. (2012). Performance enhancement of heat exchangers using different types of finned tubes: A review. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, *16*(5), 2723–2738. https://doi.org/10.1016/j.rser.2012.02.013

Bergles, A. E. (1997). Techniques to enhance heat transfer. In *Handbook of Heat Transfer*. McGraw-Hill.

Jalalian, I. J., et al. (2018). Box–Behnken statistical design to optimize thermal performance of energy storage systems. *Heat and Mass Transfer*, *54*, 1257–1266. https://doi.org/10.1007/s00231-017-2217-y

Jia, H., et al. (2024). Studies on heat transfer performance of miniature cross-flow heat exchangers with perforated fins for direct methanol fuel cells. *Applied Thermal Engineering*, *243*, 122559. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2024.122559

Li, S., et al. (2021). Numerical investigation of secondary flow and heat transfer enhancement in helical finned tube heat exchangers. *Applied Thermal Engineering*, *195*, 117065. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2021.117065

Liu, W., & Sakr, M. (2013). A comprehensive review on passive heat transfer enhancements in pipe exchangers. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, *19*, 64–81. https://doi.org/10.1016/j.rser.2012.11.021

Ma, S., et al. (2018). Thermal optimization of compact heat exchangers using Box–Behnken design. *Energy Conversion and Management*, *174*, 265–276. https://doi.org/10.1016/j.enconman.2018.08.028

Ma, S., et al. (2019). Optimization of a helical mini-channel heat exchanger using RSM. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, *102*, 60–70. https://doi.org/10.1016/j.icheatmasstransfer.2019.01.007

Montgomery, D. C. (2017). *Design and analysis of experiments* (9th ed.). Wiley.

Mustafaoğlu, M., Aksuoğlu, O., Kotcioğlu, İ., Güneş, Ü., Yeşilyurt, M. K., & Elaty, A. A. (2024). Experimental and numerical investigation of flow and heat transfer in lancet-type-finned cross-flow heat exchangers. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, *159*(A). https://doi.org/10.1016/j.icheatmasstransfer.2024.107946

Qi, Y., et al. (2018). Experimental investigation on the performance of a cross-flow heat exchanger with helical fins. *Applied Thermal Engineering*, *143*, 10–20. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2018.07.012

Ranganayakulu, C., & Seetharamu, K. N. (2018). *Compact heat exchangers: Analysis, design and optimization using FEM and CFD approach* (1st ed.). Wiley. https://doi.org/10.1002/9781119424369

Shah, R. K., & Sekulic, D. P. (2003). *Fundamentals of heat exchanger design*. John Wiley & Sons.

Yildiz, C., et al. (2021). Investigation of heat transfer and pressure drop characteristics of a helical finned heat exchanger. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *175*, 121325. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2021.121325

Yoladi, M., Akyürek, E. F., & Kotcioğlu, İ. (2025). Experimental investigation of cross-flow heat exchangers with helical fins: Performance analysis via RSM and ANN. *International Journal of Thermal Sciences, 218*, 1–20. https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2025.108507

LONG TERM NATURAL/FREE CONVECTION STAINS ON WALLS AS TIME AVERAGED FLOW VISUALIZATION OF THE RADIATOR THERMAL PLUMES

Eyüb CANLI*
* Selçuk Üniversitesi, Teknoloji Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü,
42130 Selçuklu, KONYA, ecanli@selcuk.edu.tr

Abstract: Long term visualization of thermal plume of a solid surface that creates a natural thermal convection plume is hard to obtain either by experimental or computational means. Investigation of naturally occurred phenomena where systematic studies are not able to be conducted contributes to the theoretical knowledge acquisition. In this work, several photographs of wall stains that may be considered as marks of thermal plume over heating radiators are provided. The wall stains have been formed over a long period of time. Their sizes change based on the radiator dimensions and the distance between the wall and the radiator. Also, several other elements exist such as windows, curtains, and an interesting frame over the radiators. It is evaluated that the stains can only be formed by the no slip condition on the wall since there should be a boundary layer flow of the plume on the wall while the plume carries dust as a type of mass transfer. Nondimensional parameters and their relations between each other are tried to be laid out in respect of the natural convection heat dissipation and mass transfer. Then, operational variables of the volume heating by radiators of central heating systems are listed. Finally, it is tried to assess what conditions lead to the formation of presented wall stains, what information can be extracted from the stains, and what should be planned as future work. As an additional feature of the proceeding, literature is surveyed for similar content.
Keywords: Data extraction from visual plume stains, heat transfer, laminar convection, mass transfer.

RADYATÖR ISIL TÜTSÜSÜNÜN ZAMAN ORTALAMALI GÖRSELLEŞTİRİLMESİ ŞEKİNDE DUVAR ÜZERİNDE UZUN DÖNEM DOĞAL/SERBEST TAŞINIM İZLERİ

Özet: Doğal taşınım oluşturan katı bir yüzeyin termal akış yapısının uzun vadeli görselleştirilmesi, deneysel veya sayısal yöntemlerle elde edilmesi zor bir konudur. Sistematik incelemelerin yapılamadığı durumlarda doğal yollarla kendiliğinden oluşan olayların incelenmesi teorik bilgi birikimine katkı sağlamaktadır. Bu çalışmada, ısıtıcı radyatörler üzerindeki termal taşınım izleri olarak değerlendirilebilecek duvar lekelerine ait çeşitli fotoğraflar sunulmaktadır. Bu lekeler uzun bir zaman diliminde oluşmuştur. Lekelerin boyutları, radyatörün geometrik boyutlarına ve radyatör ile duvar arasındaki mesafeye bağlı olarak değişkenlik göstermektedir. Ayrıca, pencereler, perdeler ve radyatörlerin üzerinde yer alan dikkat çekici bir çerçeve gibi başka unsurlar da bulunmaktadır. Lekelerin yalnızca duvardaki sıfır kayma (no-slip) sınır şartı nedeniyle oluşabileceği değerlendirilmiştir; çünkü taşınım akışı sırasında, sınır tabaka akışı boyunca taşınan toz partikülleri bir tür kütle transferi etkisiyle duvarda birikmektedir. Doğal taşınımla gerçekleşen ısı yayılımı ve kütle transferi bağlamında boyutsuz parametreler ve bunların birbiriyle ilişkileri ortaya konulmaya çalışılmıştır. Ardından, merkezi ısıtma sistemlerinde radyatörler vasıtasıyla yapılan hacim ısıtmasının işletme değişkenleri listelenmiştir. Son olarak, bu çalışmada sunulan duvar lekelerinin hangi şartlar altında oluştuğu, bu lekelerden ne tür bilgiler elde edilebileceği ve gelecekte ne tür çalışmaların planlanması gerektiği değerlendirilmiştir. Bildirinin ek bir özelliği olarak, benzer içerikler için literatür taraması da yapılmıştır.
Anahtar Kelimler: Görsel tütsü lekelerinden veri çıkarma, ısı transferi, laminer taşınım, kütle transferi.

INTRODUCTION

Heat dissipation of a hot surface relative to its surroundings in daily life generally takes place by a physical phenomenon that is called natural or free convection heat transfer. Of course, there may be other factors such as thermal radiation or flows that are created by energy consuming sources, but the major part of the heat dissipation is due to the natural convection heat transfer. Most of the volume heating systems rely on this phenomenon. The theoretical principles of natural convection heat transfer and related flow motion are well established. Nevertheless, long term time averaged flow visualization of this motion is still a hard task. In the present proceeding, it is aimed to share photographs of wall stains over volume heating radiators, which occur naturally during long periods in the absence of cleaning or over-paintings with no specific intention, in order to speculate a framework for future studies that may extract information about the natural convection heat transfer and flow. Besides, the literature is surveyed for similar examinations and awareness about the subject.

The most prominent and significant paper that is found by the present author on the subject is by Salthammer *et al.* (2011). The authors define the wall stains by the thermal plume transported sooth as "black dwellings" or "black magic dust" (BMD). It appears that the phenomenon was vastly investigated in Germany in the 90s. The reason or source of the phenomenon is asserted as semi-volatile organic compounds, together with dust and particles in the heated volume. It is understood that experimental simulation attempts were done. However, it is stated that there were problems recreating the desired wall stains. The responsible source of the so-called BMDs or wall stains is given as thermophoresis, and diffusiophoresis or sedimentation. Although this significant paper underlines the phenomenon in terms of engineering and science, it does not mention its implications in respect of natural convection and its visualization. Nevertheless, the paper contains interesting, yet somehow different photographs of the phenomenon. The paper can also be thought as a means to reach further literature papers on the phenomenon, but most of them are about late 90s. The limited number of papers is also mentioned. It is seen that there are other terms in the literature for those wall stains such as "soiling" and "fogging". It is obvious that the stains build up during heating periods. Renovated homes seem to have experience the phenomenon more compared to new buildings. Strangely enough, the most affected volume is asserted as living rooms. The present proceeding, on the other hand, presents photographs of classrooms, which have numerous people inside at times, sometimes up to 40 people. It is stated that a significant habit that leads to the stains cannot be identified by the questionnaires during the 90s. However, analyses of the deposits show some amount of carbon black (sooth) and polycyclic aromatic hydrocarbons, as well as semi-volatile organic compounds and particles. At this point, the author of the present proceeding speculates that using shoes both outside and inside the dwellings may be one of the main contributors to the occurrence of the wall stains or BMD. Since carbon content is needed in the volume for the stains to occur, clothes of numerous humans may also contribute to transportation of outside pollution into the volumes. So, at this point, two significant factors may be wearing outside shoes in volume as a habit and the number of people considering carbon carrying clothes. The reviewed paper of Salthammer *et al.* (2011) investigates twenty dwellings in a period of a few years. There are also stainless-steel chamber experiments. One of the most significant factors in the reviewed paper is that the thermal bridges as an investigated factor. Thermal bridges can act as a cooling surface that creates a natural convection motion towards the wall which is next to the heating radiator. It is understood that experiments were about thirty days. The paper also presents 10 nm SEM images of BMDs. Some theory and mathematical expressions by the paper are reviewed in the next title. The paper provides thermographic images where one can see the thermal bridges and some instant plume forms. The authors conclude that there is no universally valid explanation for all situations involving the thermal plume stains on the walls above the heater radiators. It is claimed that the phenomenon takes place between a few days to a few weeks, and sometimes, in a few months. This significant work generally discusses the reasons of the wall stains but it does not address what heat and mass transfer data as well as fluid dynamics data can be extracted from the stains. On the other hand, the paper includes information on deposited particle sizes and types and related physics and some numbers, which can be beneficial to extract information that is the target of the present proceeding.

The wall stains due to the heating by radiators are also addressed in media (Nyeggen, 2012). In the article, it is asserted that the main factor of black dust may be low relative humidity, i.e., as low as 15% or lower.

On the thermal plume side of the literature, Mateus et al. (2024a, 2024b) use Computational Fluid Dynamics (CFD) and experimental flow visualization (smoke test) to characterize the thermal plume over heating radiators. Although they provide both quantitative and qualitative data as well as great visuals, the patterns are significantly different from the wall stains in the present proceeding. Nevertheless, they study the actual plume, not its marks on the wall. The authors, in those very recent papers, emphasize the importance of understanding thermal plumes of heating radiators. The authors claim that they can obtain in-situ real world scale instant plumes accurately. However, these studies do not report long term particle deposition on the adjacent walls. Two thermal plumes of two different radiators which are next to each other, separated by some distance and can be designated as close to each other, are experimentally investigated by two different smoke colors. This way of two-color smokes enable the researchers to qualitatively study the interaction of different thermal plumes. The temperature and velocity visuals of CFD results, especially when there is a partial blockage above the radiators resembles a photograph of the present proceeding. This blockage creates a separation bubble over itself towards downstream flow. This is further discussed in the title where the photographs are presented. Reviewed papers are found important in terms of figuring out how thermal plumes on heating radiators can form both qualitatively and quantitatively.

There are two other rather less relevant works in literature. One tries to analyze black dust that accumulates on air conditioning and ventilating devices and their filters by using a specific chemical process including several steps to isolate black dust from other matters and then use it in several analyses such as XRD (Pakhira *et al.*, 2018). The other one is a Ph.D. dissertation where human breathing is studied regarding airborne particles and pathological matter transmission, which may be necessary to review as a contributor to black dust accumulation on the wall by the thermal plumes (Xu, 2018).

Reviewed literature does not provide an exact idea with the present proceeding. One can see that there are studies

about radiator thermal plumes and their stain effects. However, the information that can be extracted from the stains towards natural convection heat and mass transfer and flow dynamics seem to be unnoticed. On the other hand, this work does not provide a simulation since the reason of examining the stains is the hardship of conducting such simulations.

In the next title, dimensionless parameters that are associated with natural convection heat transfer, flow, and mass transfer are reviewed. Then, the photographs that were taken by the authors are presented in a separate title and qualitative evaluations are asserted. A framework for future studies is given in a separate title before conclusion section.

THEORETICAL FOUNDATION

Characterizing whether the natural convection flows right above the hot or cold surface is laminar, transition or turbulent can be done by looking to the Grashof number (Gr) as shown in Eq. (1). All the symbols in this title are explained in the symbols title. The length scale can be taken as the hot or cold surface characteristic length for the flow right above the hot or cold surface. However, as the flow becomes distant from the hot or cold surface, the length scale becomes the distance from the hot or cold surface. So, a laminar natural convection flow, the plume, becomes turbulent eventually. Turbulence promotes mixing but reduces the effect of lamellae friction. The flow energy is rather consumed by turbulence generation and shear.

$$\mathrm{Gr} = \frac{g\beta\left(T_\mathrm{w} - T_\infty\right)L^3}{\nu^2} \tag{1}$$

The Gr magnitude gives information about the flow whether it is laminar, transition flow, or turbulent. The Gr can also be used as a parametric number to define characteristic nondimensional velocity as discussed in (Anonymous, 2025). The thermal plume parameters may be correlated with Gr. Gr of the natural convection flow is analogue to Reynolds number (Re) of the forced convection flow. As such, in a similar manner to Peclet number (Pe) where Re is multiplied with Prandtl number (Pr) to have a magnitude that qualifies forced convection, Gr is multiplied with Pr and creates Rayleigh number (Ra) that qualifies natural convection. The mathematical definitions of these numbers are given below.

$$\mathrm{Re} = \frac{\rho V L}{\mu} \tag{2}$$

$$\mathrm{Pr} = \frac{\mu c_p}{k} \tag{3}$$

$$\mathrm{Pe} = \mathrm{Re}\,\mathrm{Pr} = \frac{\rho V L}{\mu}\frac{\mu c_p}{k} = \frac{\rho V L c_p}{k} \tag{4}$$

$$\mathrm{Ra} = \mathrm{Gr}\,\mathrm{Pr} = \frac{g\rho\beta\left(T_\mathrm{w} - T_\infty\right)L^3}{\mu\alpha} \tag{5}$$

The parameters in Eqs. (1,3,5) can be used to correlate natural convection heat and mass transfer (considering the transportation of the black dust) and plume parameters including its size and dynamics.

The three parameters that are reminded by Salthammer *et al.* (2011), i.e., sedimentation or deposition, thermophoresis, and diffusiophoresis can be monitored by three velocities by below definitions.

$$V_\mathrm{TS} = \frac{C_C \rho_0 D_a^2 g}{18\mu_a} \tag{6}$$

$$V_\mathrm{DIF} = \sqrt{\frac{F_\mathrm{dif}}{\pi t}} \tag{7}$$

$$V_\mathrm{TH} = \frac{3\mu_a C_C H \nabla T}{2\rho_a T} \tag{8}$$

Eq. (6) is terminal settling velocity, (7) is diffusion deposition, and (8) is the thermophoretic settling velocity. Definitions of further terms in Eqs. (6-8) can be viewed from (Salthammer *et al.*, 2011). The diffusiophoretic velocity can be calculated by;

$$V_\mathrm{DPH} = 1.9\times10^7 \frac{\mathrm{d}p}{\mathrm{d}x} \tag{9}$$

It is said that a white surface with a 0.2% coverage with black particles is designated as stained (Salthammer *et al.*, 2011), and it is calculated that at least ten days is necessary for the stains to occur.

Mateus *et al.* (2024a) assert that velocity and temperature profiles in a turbulent plume can be modeled by Gaussian distributions. The plume volume can be calculated via Eq. (10).

$$Q = C_0\left(B_0 L^5\right)^{\frac{1}{3}} \tag{10}$$

Further discussion of the mathematical expressions and theoretical definitions can be viewed from Mateus *et al.* (2024a) as well as merging plume profiles, i.e., that starts with a single Gaussian distribution for each plume, then shifts to two peak distribution and then a bigger Gaussian distribution of a merged plume. Especially, figure 1 of Mateus *et al.* (2024a) presents an important pattern that resembles wall stain pattern photographs in the present proceeding.

PHOTOGRAPHY RESULTS AND DISCUSSION

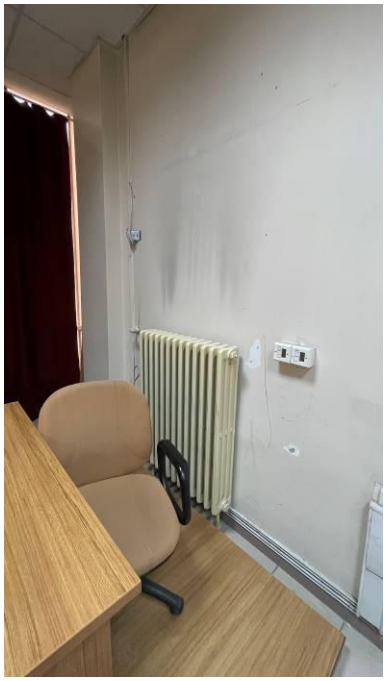
Recorded instances of the wall stains due to the thermal plume of the central heating system radiators are presented in Figure 1. The best way to discuss about the photographs is to evaluate them one by one. To do so, letters below each photograph are being used as tags.



a



b



c



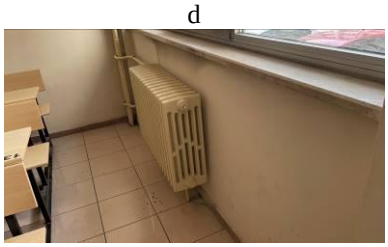
d



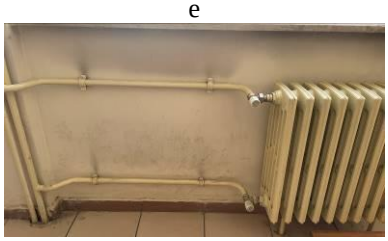
e



f



g



h



i



Figure 1. Photography recordings of wall stains or so-called black dust that is due to long term thermal plume of heating radiators of central heating system, and some other related marks.

Figure 1a is the first view that triggered the attention of the author of the present proceeding. It is obvious that someone noticed the stains and tried to avoid their growth by using a wooden frame. This is yet to be proven by speaking to the administration of the building. So, this may be noted as a task of future work. On the other hand, different classrooms have the same wooden frame over the radiators, which is evidence that the frame was designated to stop the growth of the stains. However, Figure 1a shows that the thermal plume continues above the wooden frame since we see another plume shaped stain over the wooden frame top edge. A prior analysis or several analyses about thermal plume above the radiators and related wall staining process would prevent the building administration from planting those wooden frames. Or, such analyses would show the effect of the wooden frame by comparison with a control case. There may be too much things to be said about Figure 1a. So, the best way may be to start from just the top surface of the radiator. Intuitively, based on vocational experiences, one would expect a high temperature, moderate speed, most probably laminar thin plumes right above the radiator. Those hot individual plumes would have to hardly reach the wall surface and create a narrow boundary layer flow. Figure 1a shows visual evidence to this evaluation. Almost one third of the radiator's height above the radiator shows individual thin stains. This region is more apparent in the middle section of the radiator and becomes weaker for the outer parts of the radiator. Also, towards the downstream of the region, the plume stains become thicker and approach each other. Following the mentioned region, another zone initiates. In this second region, which may be called as the mixing region, the plume stains mix with each other, still more apparent in their symmetry axes, but now there are no bright regions between the stains, indicating that boundary layer flows over the wall gets thicker in width, and then interact with each other. On the other hand, one can see that the general width of the stain becomes narrower and there are now brighter wall appearances in the proximity of wooden frame side edges. This should be due to the strong plume flow in the central core, creating lower static pressure in the core flow, so that the general plume is compressed by surrounding air at this second zone. The third zone in Figure 1a can be defined as the region right before the top edge of the wooden frame. This third zone should create a relatively higher static pressure bubble due to the flow blockage and deflect the plume. So, one can see a less staining effect and less stain in the third zone. The plume should still heat the top edge of the wooden frame, yet this heating should be rather slow since the plume is deflected. Considering long periods of

heating, we can assume that the top edge of the frame is heated. The evidence is the secondary stain above the top edge of the frame. Also, there should be a second interaction between the plume and the top edge of the frame, i.e., the flow separation and reattachment. However, this evaluation may be proven wrong, and the only reason for the secondary plume stain may be solely due to the heated top edge of the frame. The secondary plume stain is longer than the height of the radiator's height. The secondary plume also has a narrowing stain, indicating the high core speed. These speculations are the basis of study questions. In other words, the probable future work should assess these evaluations, prove them or invalidate them. There may be other information to be extracted, and the author hopes that the proceeding and the talk will trigger necessary discussions. The radiator is in a classroom where more than twenty people stay in the volume for over four hours. Naturally, the people have their shoes on, which may cause the transportation of the particles and carbon containing matter from outside to the inside of the volume, as one of the sources of the deposited matter on the wall as stains or so-called black magic dust.

Figure 1b raises several questions because the heights of this radiator and the wooden frame are different from Figure 1a and there are differences between stains. The defined zone heights are different. Secondary stain does not seem to appear. These differences should be correlated with operational variables and parameters such as heating temperatures, intervals, durations, and geometric variables such as the distance between the radiator and the wall, and the size of the radiator and the frame. Is it just the amount of particle matter that creates the difference between Figure 1a and 1b?

Another radiator in Figure 1c that is the almost same height as Figure 1b but does not have the wooden frame above it shows a different stain pattern. Nevertheless, we can identify two lateral stains and a core flow stain in all three cases. The primary stains are about the height of the radiators or 1.5 times of them. The lateral stains may be due to two major vortices that may be created by the sucked-up air due to the lower static pressure lower core flow.

Figure 1d and 1e show the different spacing between radiators and the walls. These different spaces and the stain thickness above them may be used to determine the thickness of the thermal plume, benefitting from boundary layer flow, mass transfer, and matter deposition principles and theory.

Figure 1f shows a relatively different case. The blockage above the radiator is window ledge. So, there is a glass structure above, and the other side of the wall is outside environment that makes the wall a thermal bridge. Now there is a closer plume blockage and a thermal bridge to be considered as variables. Stains are darker and indicate an expansion to sides. The side view of Figure 1f radiator can be seen in Figure 1g, and its supplying pipes can be seen in Figure 1h. The pipes have their own stains above them. The hot water supply pipe has a darker stain while the return pipe that should have a lower temperature has a lighter stain while heights and patterns of the stains seem similar. Figure 1i shows a close image of a radiator that almost touches the wall. Again, this information can be used to assess the plume thickness. The side view of Figure 1i is shown in Figure 1j.

Figures 1k and 1l show stains on the ceiling where light bulbs create the natural convection flow. Light bulb power values, their temperatures during operation, operation intervals and durations can be determined since the volume is a living room. The size of the bulbs and the length between the ceiling and the bulbs are also known for data extraction study. The stains are circular marks on the ceiling, and they are about the diameter, the same as the bulbs. So, somehow, the black dust stain does not grow bigger in diameter, which may be due to particle bonds that entrap them in the stain zone and weaker boundary layer flow after the impact to the ceiling cannot transport them further away. One should not mistakenly confuse the shades on the ceiling due to illuminations with the stains. The stains are the three circular marks on the ceiling and can be distinguished by comparing Figure 1k where there is no illumination and 1l where there is illumination.

Last but not least, Figure 1m and 1n can be viewed in order to speculate that the supply pipes not only create the plume but also create a separation and reattachment flow. Figure 1n also indicates that there is a necessary distance between the wall and the pipe since the curved bend has a bright wall part since it is rather away from the wall.

As a closure of this section, it is thought that a lot of information can be collected or assumed to start extracting information about the thermal plume statics and dynamics, and long-term time averaged pattern, since the classrooms and living rooms have certain usage habits.

FUTURE WORK FRAME

A certain and solid future work receipt is not claimed in the present proceeding. Rather, triggering ideas is what aimed at this work.

Following measurements and determinations should be made by researchers for a limited but sufficient number of locations:

- Stain photography and size measurements
- Matter collection from the stains
- Distances between the natural convection creating surfaces and the walls
- Detection of the other side of the wall since it can be another heated volume or outside that determines the thermal bridges

Following is a list of information to be gathered for the volumes that aforementioned measurements and determinations are made in, which is necessary for calculating the natural convection and characterizing the utilization of the volume.

- Central heating system operation temperatures, operation intervals, operation durations
- Atmospheric data, especially the temperature and humidity during the central heating system operations
- Radiator types and technical and product data
- People habits in the volumes and people demographics such as age and gender

When plume calculations according to the theory including empirical expressions and CFD simulations are obtained, differences on wall stains first compared in the light of calculated or approximated plume structures. The differences that cannot be explained may be tried to be correlated with the habits and demographics of the people while particle samples may help with additional information. In the final part, wall stains may be used to tune up the previous empirical data in terms of natural convection plumes of central heating system radiators. In the meantime, it should be noted that experimentation and CFD simulations for long term operation is not an easy task, if not impossible, which is the reason of examining naturally occurred wall stains.

CONCLUSIONS

The present proceeding provides original images of wall stains that are also called black magic dust, which are created by means of heat and mass transfer of natural convection motion of central heating system radiators. The reason of examining those wall stains is the hardship and inability of conducting experiments or realizing CFD simulations for long term time resolved natural convection flow involving two phases. Literature is reviewed and a very limited number of works are found. Yet, the reports found are very significant and stress out an important phenomenon in our modern world. It is tried to draw attention to the subject and to list major tasks to study the phenomenon. It is speculated that principal information about the natural convection heat and mass transfer can be extracted by such a study. Scientific letters may be exchanged between study teams through publications or journals in the field.

SYMBOLS

α	Thermal diffusion coefficient [$m^2 \cdot s^{-1}$]
B	Buoyancy flux at the point source [m4·s-3]
β	Volume expansion coefficient [K^{-1}]
c	Specific heat [$J \cdot kg^{-1} \cdot K$]
C	Correction factor or constant
D	Diameter [m]
∇	Gradient operator
F	Factor
g	Gravitational acceleration [$m \cdot s^{-2}$]
H	A ratio formulation between air and particle thermal conductivities
Gr	Grashof number [Eq. (1)]
k	Thermal conductivity [$W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$]
L	Length [m]
μ	Dynamic/absolute viscosity [$kg \cdot m^{-1} \cdot s^{-1}$]
ν	Kinematic viscosity [$m^2 \cdot s^{-1}$]
Pe	Peclet number [Eq. (4)]
Pr	Prandtl number [Eq. (3)]
Q	Plume volume flow [$m^3 \cdot s^{-1}$]
ρ	Density [$kg \cdot m^{-3}$]
Ra	Rayleigh number [Eq. (5)]
Re	Reynolds number [Eq. (2)]
t	Time [s]
T	Temperature [K]
V	Velocity [$m \cdot s^{-1}$]

Subscripts

∞	Away from the hot or cold surface - ambient
0	Standard particle in Eq. (6) and universal in Eq. (10)
a	Air or aerodynamic
C	Cunningham
dif	Particle diffusion
DIF	Diffusion deposition
DPH	Diffusiophoretic
p	Pressure
TH	Thermophoretic settling
TS	Terminal settling
w	Wall

ACKNOWLEDGEMENT

The author acknowledge financial support of TUBITAK BIDEB for the financial support on conference attendance and related expenses by the project number (1919B022506779 (TUBITAK 2224b program - 2025/3 period)).

REFERENCES

Anonymous, 2025, Wikipedia, *Grashof number*, https://en.wikipedia.org/wiki/Grashof_number.

Pakhira, B., Kumbhakar, I., Samanta, A., Das, G. S., and Sarkar, S., 2018, Indoor Floating Dust Contains Graphene Derivative to Generate Reactive Oxygen Species with Visible Light and Oxygen, *Materials Today: Proceedings*, 5(3), 10131-10136.

Mateus, R., Pinto, A., and Pereira, J. M., 2024a, Dynamics of thermal plumes for large spaces: A comparative study of in-situ smoke test and a CFD model. *Energy and Buildings*, 319, 114512.

Mateus, R., Pinto, A., and Pereira, J. M., 2024, CFD methodology for predicting thermal plume from heat source: Experimental validation and simplified model. *Building and Environment*, 257, 111526.

Nyeggen, A., 2012, Science Norwey, *The culprit behind black dust?*, https://partner.sciencenorway.no/environmental-toxins-forskningno-nilu/the-culprit-behind-black-dust/1373773.

Salthammer, T., Fauck, C., Schripp, T., Meinlschmidt, P., Willenborg, S., and Moriske, H. J., 2011, Effect of particle concentration and semi-volatile organic compounds on the phenomenon of 'black magic dust'in dwellings, *Building and environment*, 46(10), 1880-1890.

Xu, C., 2018, *Characterizing human breathing and its interactions with room ventilation*, Pd.D. Thesis, Aalborg University, Aalborg, Denmark.

Türkoğlu H. and Farouk B., 1993, Modeling of Interfacial Transport Processes in a Direct-Contact Condenser for Metal Recovery, *Proc. of 73rd Steel Making Conference*, Detroit, 571-578.

İÇTEN YANMALI MOTORLARIN SOĞUTMA SİSTEMİNDE NANOAKIŞKAN KULLANIMININ TERMOHİDROLİK BAKIMDAN TEORİK ANALİZİ

Kemal BİLEN[*], Kayhan DAĞIDIR[**]

[*] Ankara Yıldırım Beyazıt Üniversitesi, Mühendislik ve Doğa Bilimleri Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü
06010 Keçiören, ANKARA, kemal.bilen@aybu.edu.tr

[**] Tarsus Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü,
33400 Tarsus, MERSİN, kayhandagidir@tarsus.edu.tr

Özet: İçten yanmalı motorlarda yanma süreci sonucunda ortaya çıkan nispeten yüksek ısıl yük, motor yağının etkin bir şekilde soğutulmasını zorunlu hale getirmektedir. Motor yağının, belirli sıcaklık değerlerinin üzerinde yağlayıcılık özeliğini kaybetmesi, yağ soğutucularının performansını çok önemli hale getirmektedir. Buna rağmen, çalışmalarda çoğunlukla; nanoparçacıkların, suya veya su-antifriz karışımına ilave edilmesinin etkileri araştırılmış olup, motor yağına ilave edilmelerinin etkilerinin araştırılmasına, daha az odaklanılmıştır. Bu nedenle bu teorik çalışmada; nispeten ılıman iklim bölgelerine uygun bir motor yağına, sırasıyla Al_2O_3 ve CNT nanoparçacıklarının katılmasının, termofiziksel özelikler üzerindeki etkileri incelenmiştir. İncelemeler sonucunda; Al_2O_3 nanoparçacıklarının, yağın yoğunluğunu belirgin bir şekilde artırdığı, CNT nanoparçacıklarının ise hem kütlesel hem de hacimsel özgül ısı değerlerinde daha güçlü bir iyileştirme sağladığı görülmüştür. Her iki nanoparçacık ilavesi de dinamik viskoziteyi, nanoparçacık hacimsel karışım oranının artmasıyla birlikte artırmış ancak; kullanılan korelasyonların, nanoparçacık türüne bağlı olmaması nedeniyle her iki durumda da aynı sonuçlar elde edilmiştir. Elde edilen bulgular; motor yağına nanoparçacık ilavesinin, soğutma performansını iyileştirme potansiyeline sahip olduğunu ve uygun nanoparçacık türü ile uygun konsantrasyonun seçilmesinin, kritik öneme sahip olduğunu göstermiştir.

Anahtar kelimeler: İçten yanmalı motor, Yağ soğutucu, Nanoparçacık, Nanoakışkan, Nanoyağlayıcı, Termohidrolik analiz.

THEORETICAL ANALYSIS OF NANOFLUID USAGE IN THE COOLING SYSTEM OF INTERNAL COMBUSTION ENGINES IN TERMS OF THERMOHYDRAULIC

Abstract: Relatively high thermal load resulting from the combustion process in internal combustion engines makes it necessary to cool the engine oil effectively. The fact that engine oil loses its lubricating properties above certain temperature values makes the performance of oil coolers very important. However, in the studies mostly, the effects of adding nanoparticles to water or water-antifreeze mixtures have been investigated, with less focus on investigating the effects of adding them to engine oil. Therefore, in this theoretical study, effects of adding Al_2O_3 and CNT nanoparticles, respectively, to an engine oil suitable for relatively temperate climate regions, on the thermophysical properties were investigated. At the end of the investigations, it was observed that Al_2O_3 nanoparticles significantly increased the density of the oil, while CNT nanoparticles provided a stronger improvement in both massic and volumetric specific heat values. Both nanoparticle additions increased the dynamic viscosity with increasing nanoparticle volumetric mixing ratio, but since the correlations used were not dependent on the nanoparticle type, the same results were obtained in both cases. The findings have indicated that nanoparticle addition to engine oil has the potential to enhance cooling performance, and selecting the appropriate nanoparticle type and appropriate concentration has critical importance.

Keywords: Internal combustion engine, Oil cooler, Nanoparticle, Nanofluid, Nanolubricant, Thermohydraulic analysis.

1. GİRİŞ

İçten yanmalı motorlar çalışırken büyük miktarda ısı açığa çıkar ve bu ısının yaklaşık üçte birlik bir kısmı, iş üretmek yerine atık ısı olarak motor bloğuna iletilir. Motor malzemelerinin yapısal özeliklerini ve bütünlüğünü korumak ve yağlayıcıların yağlayıcılık özeliğini yitirmesini engellemek için, motor bloğunun etkili bir şekilde soğutulması kritik bir öneme sahiptir. Özellikle aşırı doldurmalı (turboşarjlı) dizel motorlar, daha yoğun dolgu ile çalıştıklarından, daha yüksek bir ısıl yük altında çalışmaktadırlar. Böylece bu motorlarda soğutma, daha büyük bir önem kazanır (Bilen vd., 2022).

Motorların çoğu, su veya su-antifriz karışımı gibi sıvı soğutucular ile soğutulurken, bazı küçük motorlar ve

motosiklet motorları, doğrudan hava ile soğutulur. Ayrıca, yüksek performanslı motorlarda; pistonlar gibi hareketli parçaların alt tarafına yağ püskürtülerek ilave soğutma sağlanır ve bu sayede motor yağı da soğutma sürecine katkıda bulunmuş olur (Bojarska vd., 2023). Böylece, tipik bir su soğutmalı motorda; atık ısının büyük bir bölümü, soğutma suyu tarafından radyatöre taşınarak, bir kısmı da motor yağı tarafından yağ soğutuculara taşınarak motordan uzaklaştırılır. Kalan ısı ise egzoz gazlarıyla atmosfere atılır.

Sıvı soğutmalı bir motorun soğutma sisteminde, genel olarak; su-antifriz karışımı, pompa yardımıyla motor bloğu ve silindir kapağındaki kanallarda dolaştırılır. Motor bloğundaki ısıyı alması neticesinde sıcaklığı yükselen su-antifriz karışımı, daha sonra radyatöre girer. Radyatörde, atmosferik hava ile ısı alış-verişi gerçekleşir ve hava, su-antifriz karışımından aldığı ısıyı atmosfere taşır. Bu süreçte hava, özellikle radyatör peteklerinden geçerken, su-antifriz karışımının sıcaklığını düşürür.

Su-antifriz karışımının motor bloğundan çekeceği ısı, temel olarak; yoğunluk, özgül ısı ve ısı iletim katsayısı değerleriyle ilişkilidir. Genellikle etilen glikolün temsil ettiği antifriz, suyun donma ve kaynama noktalarını değiştirerek geniş sıcaklık aralıklarında güvenli çalışma koşullarını sağlamak amacıyla suya katılır. Pratikte, suyun donma tehlikesi nedeniyle %50 su + %50 etilen glikol karışımı tercih edilir. Su bazlı soğutma sıvıları, motor içindeki hareketli parçalara doğrudan temas etmezler. Silindir bloğu ve silindir kapağı gibi sabit parçalar, soğutma ceketleriyle çevrili olup su bazlı soğutma sıvıları ile soğutulurken, hareketli parçaların soğutulması büyük ölçüde motor yağı ile sağlanır. Motor yağı, esas olarak parçalar arası sürtünmeyi azaltıp aşınmayı engelleyen bir yağlayıcıdır. Bununla birlikte; pistonlar, yataklar ve krank mili gibi hareketli aksamdan ısı çekerek bir soğutma sıvısı görevi de görür. Yüksek devirli ve yük altındaki motorlarda yağ sıcaklığı belirgin şekilde artar; bu nedenle yağ, çoğu zaman bir yağ soğutucu vasıtasıyla soğutulur. Literatürde, motor yağının uygun sıcaklık aralığında tutulmasının, hem yağlama performansı hem de motor ömrü için kritik öneme sahip olduğu vurgulanmaktadır. Nitekim, yağ devresi, motorun toplam ısıl dengesinin ayrılmaz bir parçasıdır. Özetle; motor soğutma sisteminde kullanılan akışkanlardan hava, radyatör aracılığıyla motordan dış ortama ısı aktarımını sağlarken, su-antifriz karışımı, ana soğutucu akışkan olarak motor bloğundaki ısıyı radyatöre taşır; yağ ise hem sürtünmeyi azaltarak ısı üretimini düşürür hem de hareketli iç parçalardan ısı çekerek soğutmaya katkı sağlar (Bojarska vd., 2023).

Motorların soğutma sisteminin performansını artırmak ve daha kompakt radyatörler tasarlamak amacıyla, son yıllarda nanoakışkan kullanımı üzerine yoğun araştırmalar yapılmaktadır. Motorlardaki nanoakışkan, genel olarak; su veya su + etilen glikol karışımı gibi bir soğutma sıvısına nanometre boyutlu katı parçacıkların, düşük oranlarda eklenmesiyle elde edilen yeni nesil bir akışkandır. Nanoparçacıklar adı verilen söz konusu bu katı parçacıklar, akışkanın ısı geçişi özeliklerini iyileştirebilmektedir (Ali vd., 2018; Hassaan, 2024).

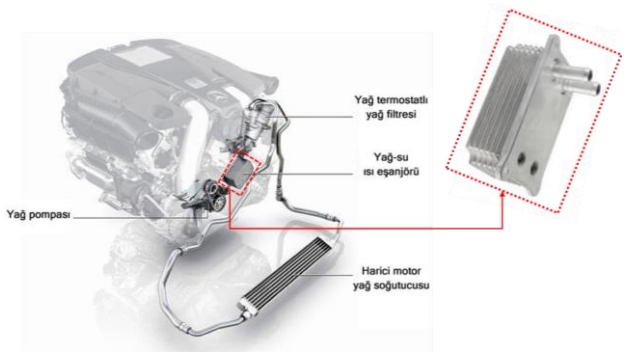
Literatürde, araçların motor soğutma sistemlerinde nanoakışkan kullanımı üzerine çeşitli çalışmalar yapılmış ve olumlu sonuçlar elde edilmiştir. Selvam vd. (2017); bir araç radyatör sisteminde, çeşitli hızlarda ve giriş sıcaklıklarında su-etilen glikol + grafen nanoakışkan kullanımını deneysel olarak incelemişlerdir. Çalışma sonucunda, grafen ilavesinin önemli iyileştirmeler sağladığı tespit edilmiştir. Benzer şekilde, Prasanna vd. (2022) de bir araç radyatör sisteminde, su-etilen glikol karışımına nanoparçacık ilavesinin etkisini inceleyen bir araştırma gerçekleştirmiş ve çalışma sonucunda önemli iyileşmeler görüldüğünü belirtmişlerdir. Bir başka çalışmada, Naraki vd. (2013); bir araç radyatöründe, bakır oksit (CuO) ilavesini incelemişlerdir. Çalışma sonucunda, ısı geçişi bakımından iyileşme gözlemlendiği ifade edilmiştir. Bilen vd. (2022); dizel bir motorun su soğutma devresinde nanoakışkan kullanımının etkilerini, teorik olarak incelemişlerdir. Çalışma sonucunda; hacimsel olarak %5 CuO ilave edilmesinin, su-etilen glikol karışımının motor bloğundan çektiği ısı miktarını yaklaşık olarak %15 oranında artırabileceği bildirilmiştir. Söz konusu çalışmalar, soğutma suyu tarafında nanoteknoloji uygulamalarının önemli kazanımlar sağlayabildiğini göstermektedir. Ancak, literatürdeki çalışmalar genellikle su bazlı nanoakışkanlar üzerinedir. Bu durumda, soğutucu akışkanın ısıl performansı artırılsa bile, motor içerisindeki sürtünme vb. kaynaklı ısı üretimi ve yağlama yetersizliği problemleri çözülememektedir. Bu bağlamda, motorun yağlama sistemi tarafına yönelik nanoteknoloji uygulamalarının önemli olduğu düşünülmektedir. Motor yağının birincil görevi yüzeyler arasındaki sürtünmeyi azaltmak olsa da, yağ aynı zamanda piston, yatak ve krank mili gibi kritik parçaları soğutarak motorun ısıl dengesine katkıda bulunur (Dörr vd., 2019). Yağın; yağlama ve soğutmadan müteşekkil bu çift yönlü rolü göz önüne alındığında, yağın ısıl özeliklerini iyileştirecek katkı maddeleri kullanmak yararlı bir işlemdir. Nitekim geleneksel motor yağlarında deterjanlar, viskozite düzenleyiciler ve aşınma karşıtı maddeler gibi çeşitli katkı maddeleri kullanılmaktadır. Nanoparçacık katkılı yağlar, yani nanoyağlayıcılar ise bu alanda ümit vadeden akışkanlardan biridir (Bojarska vd., 2023). Bilimsel çalışmalar, motor yağında kullanılan bazı nanoparçacıkların, hem sürtünme katsayısını düşürdüğünü hem de yağın ısıl kararlılığını yükselttiğini göstermektedir (Jiang vd., 2021). Literatürde; alüminyum dioksit (Al_2O_3), CuO, titanyum dioksit (TiO_2) ve çinko oksit (ZnO) gibi metal oksit nanoparçacıklar (Confiengo vd., 2024) ve grafit, grafen ve karbon nanotüp (CNT) gibi karbon esaslı nanoparçacıklar (Dağıdır ve Bilen, 2023), motor yağına ilave edilebilecek ve incelenen başlıca parçacıklardır. Nanoparçacıkların, akışkana ve soğutmaya etkisi; parçacıkların boyutuna, şekline ve konsantrasyonuna (derişikliğine) bağlı olmakla birlikte genel olarak olumludur. Bununla birlikte, literatürde; su bazlı nanoakışkanlar üzerine çok sayıda çalışma bulunurken, yağ bazlı nanoyağlayıcılar konusundaki çalışmaların nispeten daha az olduğu görülmektedir. Bu durum, içten yanmalı motorlar alanında da geçerlidir.

Böylece; motor yağı sisteminde nanoparçacık kullanımının, önemli bir potansiyele sahip olduğu anlaşılmaktadır. Yağ devresinin iyileştirilmesi: 1) Sürtünme kaynaklı ısı üretimini azaltarak daha az ısı açığa çıkması, 2) Yağın ısıl kapasitesini artırarak ısının daha etkili uzaklaştırılması gibi çift yönlü fayda sağlayacaktır.

Yukarıdaki bilgiler ışığında; içten yanmalı motorların soğutulmasında nanoakışkan kullanımının, önemli bir çalışma alanı olduğu görülmekle birlikte, bugüne kadar ilgi daha çok soğutma suyu tarafına olmuştur. Bu nedenle bu çalışmada; yağ tarafının da en az su + etilen glikol tarafı kadar önemli olduğu ve hatta ihmal edilmemesi gereken bir araştırma alanı olduğu ortaya konulmak istenmektedir. Böylece, nanoparçacık ilavesiyle; su + etilen glikol karışımının özeliklerinin yanında, motor yağlama yağının özeliklerinin de iyileştirilmesinin çeşitli avantajlar sağlayacağı düşünülmektedir. Bu doğrultuda bu teorik çalışma kapsamında; yaygın olarak kullanılan metaloksitlerden Al_2O_3 ile karbon esaslı CNT nanoparçacıklarının kullanımının, motor yağlama sistemi üzerindeki etkileri incelenmiştir.

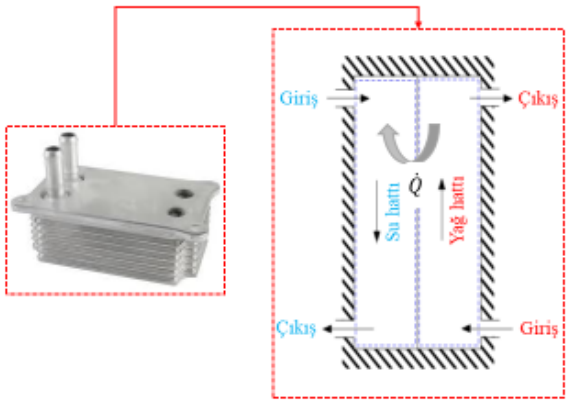
2. TEORİK İNCELEME ESASLARI

İçten yanmalı bir motorda kullanılan tipik bir yağ soğutucu tertibatı, Şekil 1'de şematik olarak gösterilmektedir. Buna göre; yağ pompası tarafından pompalanan motor yağı, su-yağ ısı değiştiricisinden (eşanjöründen) geçirilerek radyatör hattında dolaşan soğutma suyu aracılığıyla soğutulmaktadır. Bu soğutma sürecinde, soğutma suyu ile motor yağı karışmadan, yalnızca ince metal plakalar üzerinden ısı geçişi gerçekleşmektedir. Isı değiştiricisinden çıkan yağ, varsa, harici motor yağ soğutucusuna yönlendirilerek ikinci bir soğutmaya tabi tutulmaktadır. Harici yağ soğutucu, yüksek performanslı motorlarda özel olarak yer alan bir soğutucu olup bu çalışmada, normal yağ soğutuya odaklanılacaktır. Normal yağ soğutucularda sıcaklığı düşürülen yağ, en uygun sıcaklık değerinde motora geri döndürülmelidir. Bu sistem, motor yağının yağlayıcılık özeliğini koruyarak yağlamadaki etkinliğini artırmakta, aşırı ısınmayı engellemekte ve motorun genel ısıl kararlılığını desteklemektedir.



Şekil 1. İçten yanmalı bir motorda kullanılan tipik bir yağ soğutuma tertibatının şematik gösterimi (internet kaynaklarından uyarlanmıştır (TY)).

Motorlarda, su-yağ ikilisi için kullanılan tipik bir plakalı ısı değiştiricisinin şematik görünümü ise Şekil 2'de yer almaktadır. Şekil 2'de, plakalı yapıdaki ısı değiştiricisinin su hattı ve yağ hattı ayrı akış kanalları olarak gösterilmiştir. Yağ devresinde dolaşan yüksek sıcaklıktaki motor yağı, yalnızca metal plakalar üzerinden ısı geçişi gerçekleşmek suretiyle karşı tarafta dolaşan soğutma suyu ile soğutulmakta ve böylece sıcaklığı düşürülmektedir.



Şekil 2. Motorlarda, yağ-su ikilisi için kullanılan tipik bir plakalı ısı değiştiricisinin şematik gösterimi (internet kaynaklarından uyarlanmıştır (TY)).

2.1 Isıl Analiz

Yağ soğutucudaki akışkanların etkileşimi sırasında; sıcak akışkan durumunda olan yağdan, soğuk akışkan durumundaki suya, ısı geçişi ($\dot{Q}$) olur. Söz konusu ısı geçişi, teorik olarak Eşitlik (1) ile hesaplanabilir.

$$\dot{Q} = \left(\dot{m}c_p\right)_y \left(T_{y,g} - T_{y,ç}\right) \quad (1)$$

Nanoparçacık ilavesinin etkisini incelemek için yoğunluk, kütlesel özgül ısı, akışkan hızı ve kesit alanı terimleri göz önünde bulundurularak Eşitlik (1)'deki ısı geçişi ifadesi, Eşitlik (2)'deki gibi düzenlenebilir.

$$\dot{Q} = \left(\rho A v c_p\right)_y \left(T_{y,g} - T_{y,ç}\right) = \left(\rho c_p\right)_y A v \left(T_{y,g} - T_{y,ç}\right) \quad (2)$$

Denklemin bu formu; nanoparçacık ilave edilmesinin, ısıl performansa etkisinin, özellikle hacimsel özgül ısı büyüklüğü olan $\left(\rho c_p\right)_y$ üzerinden incelenebileceğine işaret etmektedir.

2.2 Hidrodinamik Analiz

Akışkanlar mekaniğinde, L uzunluğundaki bir boruda meydana gelen sürekli basınç düşüşü, Eşitlik (3) ile hesaplanabilir.

$$\Delta p = f \frac{L}{D} \frac{\rho v^2}{2} \quad (3)$$

Burada basınç düşüşü (Δp), sürtünme faktörü (f) ile doğru orantılıdır. Sürtünme faktörü ise akış rejimi, akışkan özelikleri, kanal geometrisi ve bunlar gibi çok sayıda

değişkene bağlıdır. Ancak, nanoparçacık ilavesinin, özellikle akışkanın yoğunluk ve viskozite değerlerini değiştirerek basınç düşüşünü etkilediği ifade edilebilir.

Bu değerlendirmeler ışığında, nanoparçacık ilavesinin; yoğunluk, sabit basınçtaki kütlesel özgül ısı, hacimsel özgül ısı, ısı iletim katsayısı ve dinamik viskozite üzerindeki etkilerinin belirlenmesi, termohidrolik bakımdan teorik bir değerlendirme imkânı sunabilir.

2.3 Nanoparçacık İlavesinin Yoğunluğa Etkisi

Nanoparçacık ilavesinin, yağın yoğunluğu üzerindeki etkisi belirlenirken yağ ve nanoparçacık karışımının yoğunluğu, karışımın toplam kütlesinin toplam hacmine oranı olarak Eşitlik (4)'teki gibi ifade edilir.

$$\rho_{na} = \frac{m_a + m_{np}}{V_a + V_{np}} \tag{4}$$

Eşitlik (4)'te yer alan, yağ ve nanoparçacık kütlelerinin yerine, Eşitlik (5)'ten yararlanılarak karşılıkları yazılırsa, Eşitlik (6) elde edilir.

$$m = \rho V \tag{5}$$

$$\rho_{na} = \frac{\rho_a V_a + \rho_{np} V_{np}}{V_a + V_{np}} \tag{6}$$

Eşitlik (6)'daki ifade matematiksel olarak düzenlenirse, Eşitlik (7) ve ardından Eşitlik (8) elde edilir.

$$\rho_{na} = \frac{\rho_a V_a}{V_a + V_{np}} + \frac{\rho_{np} V_{np}}{V_a + V_{np}} \tag{7}$$

$$\rho_{na} = \frac{V_a}{V_a + V_{np}} \rho_a + \frac{V_{np}}{V_a + V_{np}} \rho_{np} \tag{8}$$

Nanoparçacıkların toplam hacminin, karışımın toplam hacmine oranı olan φ, Eşitlik (9)'daki gibi tanımlanırsa Eşitlik (10) elde edilir.

$$\varphi = \frac{V_{np}}{V_a + V_{np}} \tag{9}$$

$$\frac{V_a}{V_a + V_{np}} = \frac{V_{na} - V_{np}}{V_a + V_{np}} = \frac{(V_a + V_{np}) - V_{np}}{V_a + V_{np}} = 1 - \frac{V_{np}}{V_a + V_{np}} = 1 - \varphi \tag{10}$$

Eşitlik (9) ve Eşitlik (10) dikkate alınırsa nanoparçacık katkılı yağın (nanoyağlayıcının) yoğunluğu, Eşitlik (11) ile tespit edilebilir.

$$\rho_{na} = (1 - \varphi)\, \rho_a + \varphi\, \rho_{np} \tag{11}$$

2.4 Nanoparçacık İlavesinin Sabit Basınçtaki Kütlesel Özgül Isıya Etkisi

Nanoparçacık ilavesinin, yağın sabit basınçtaki özgül ısısı üzerindeki etkisini belirlemek için yağ ve nanoparçacık karışımının belirli bir sıcaklık farkındaki toplam ısıl kapasitesi, yağ ve nanoparçacıkların ayrı ayrı ısıl kapasiteleri toplamı olarak Eşitlik (12)'deki gibi ifade edilsin.

$$Q_{na} = Q_a + Q_{np} \tag{12}$$

Eşitlik (13) ile verilen temel ısıl kapasite ifadesi, Eşitlik (12)'de yerine yazılırsa Eşitlik (14) elde edilir.

$$Q = m c_P \Delta T \tag{13}$$

$$m_{na} c_{p_{na}} \Delta T = m_a c_{p_a} \Delta T + m_{np} c_{p_{np}} \Delta T \tag{14}$$

Söz konusu karışım için sıcaklık farkı miktarları, yağ ve nanoparçacıklar için eşit olduğundan, eşitlik sadeleştirilir ve denklem düzenlenirse Eşitlik (15), ardından Eşitlik (16) ve sonuçta Eşitlik (17) elde edilir.

$$c_{p_{na}} = \frac{m_a c_{p_a}}{m_{na}} + \frac{m_{np} c_{p_{np}}}{m_{na}} \tag{15}$$

$$c_{p_{na}} = \frac{\rho_a V_a c_{p_a}}{\rho_{na} V_{na}} + \frac{\rho_{np} V_{np} c_{p_{np}}}{\rho_{na} V_{na}} = \frac{\rho_a c_{p_a} V_a}{\rho_{na}(V_a + V_{np})} + \frac{\rho_{np} c_{p_{np}} V_{np}}{\rho_{na}(V_a + V_{np})} \tag{16}$$

ve

$$c_{p_{na}} = \frac{V_a}{V_a + V_{np}} \frac{\rho_a c_{p_a}}{\rho_{na}} + \frac{V_{np}}{V_a + V_{np}} \frac{\rho_{np} c_{p_{np}}}{\rho_{na}} \tag{17}$$

Eşitlik (9) ile tanımlanan hacimsel nanparçacık oranı ve Eşitlik (10), Eşitlik (17)'de yerine yazılırsa, nanoyağlayıcıların sabit basınçtaki kütlesel özgül ısısını veren Eşitlik (18) elde edilmiş olur.

$$c_{p_{na}} = (1 - \varphi) \frac{(\rho c_p)_a}{\rho_{na}} + \varphi \frac{(\rho c_p)_{np}}{\rho_{na}} \tag{18}$$

2.5 Nanoparçacık İlavesinin Hacimsel Özgül Isıya Etkisi

Eşitlik (18) düzenlenirse, nanoyağlayıcıların sabit basınçtaki hacimsel özgül ısısı Eşitlik (19) ile ifade edilebilir.

$$(\rho c_p)_{na} = (1 - \varphi)(\rho c_p)_a + \varphi (\rho c_p)_{np} \tag{19}$$

2.6 Nanoparçacık İlavesinin Isı İletim Katsayısına Etkisi

Soğutma sistemlerinin ısıl performansının değerlendirilmesinde, ısı iletim katsayısı da bir diğer önemli parametredir. Nanoyağlayıcıların ısı iletim katsayısı, yağın ısı iletim katsayısına, nanoparçacığın ısı iletim katsayısına ve hacimsel karışım oranına bağlı olarak hesaplanabilmektedir. Bununla birlikte, nanoyağlayıcıların ısı iletim katsayısını daha az hatayla hesaplayabilmek için geliştirilen korelasyonlar, nanoparçacığın geometrisine ve sıcaklığa bağlı olarak elde edilmiştir. Eşitlik (20), nanoakışkanların (nanoyağlayıcıların) ısı iletim katsayısını hesaplamak için kullanılan temel bağıntılardandır. Eşitlik (20)'deki; k_{statik} Eşitlik (21) ile, $k_{Brownian}$ ise Eşitlik (22) ile hesaplanabilmektedir (Dawood vd., 2015).

$$k_{na} = k_{statik} + k_{Brownian} \tag{20}$$

$$k_{statik} = k_a \left[\frac{(2k_a+k_{np})-2\varphi(k_a+2k_{np})}{(2k_a+k_{np})+\varphi(k_a+2k_{np})}\right] \quad (21)$$

$$k_{Brownian} = 5\cdot10^4 \beta\varphi\rho_a c_{p_a}\sqrt{\frac{c\,T}{2\rho_{np}D_{np}}}\, f(T,\varphi) \quad (22)$$

Eşitlik (22)'deki β'nın değeri; %1 ≤ φ ≤ %10 ve 298 K ≤ T ≤ 363 K aralığında geçerli olmak üzere, β = 8,4407·(100φ)$^{-1.07304}$ bağıntısı ile hesaplanmıştır. Yine, Eşitlik (22)'deki c, Boltzmann sabiti olarak bilinir ve değeri c = 1,3807·10^{-23} J/K'dir. D_{np} ise, nanoparçacıkların, geometrilerinin küresel kabulü halinde çapını temsil etmekte olup bu çap değeri, 50 nm olarak dikkate alınmıştır. Aynı eşitlikte yer alan $f(T,\varphi)$ terimi ise, Eşitlik (23) ile hesaplanmaktadır. Hesaplamalarda, numunelerin ortam sıcaklığında olduğu kabul edilmiştir.

$$f(T,\varphi) = (0{,}028217\varphi + 0{,}003917)\frac{T}{T_0} + (0{,}030669\varphi - 0{,}00391123) \quad (23)$$

2.7 Nanoparçacık İlavesinin Viskoziteye Etkisi

Nanoparçacık ilavesinin viskozite üzerindeki etkisi belirlenirken deneysel olarak elde edilen korelasyonlardan yararlanılır. Bu çalışma kapsamında da, literatürde yaygın olarak kullanılan nanoyağlayıcıların dinamik viskozitesi; soğutucu akışkanın dinamik viskozitesi ve nanoparçacıkların hacimsel karışım oranına bağlı olarak tanımlanan Eşitlik (24) ile hesaplanmıştır (Alawi ve Sidik, 2014).

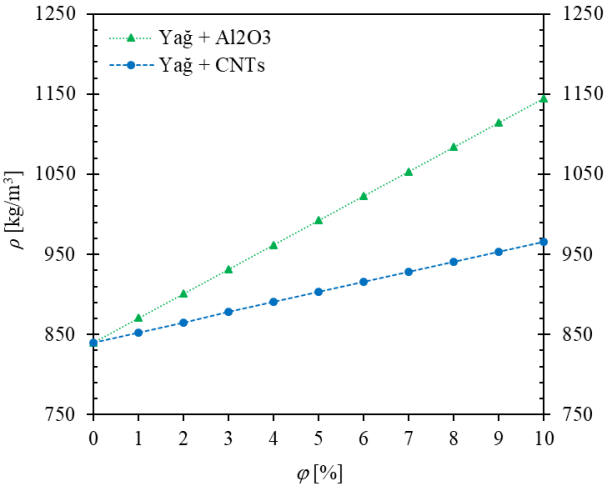
$$\mu_{na} = \mu_a\,(1+2{,}5\varphi+4{,}698\varphi^2) \quad (24)$$

Bu teorik çalışma kapsamında; temel (baz) akışkan olarak, nispeten ılıman-sıcak iklimlerde tercih edilen viskozite sınıfı motor yağı dikkate alınarak 100 °C'daki özelikler kullanılmıştır. Nanoparçacıkların özeliklerinin tespitinde ise literatürde yer alan benzer çalışmalardan yararlanılmıştır (Bilen vd., 2019; Devarajan vd., 2018). Hesaplamalarda; nanoparçacıkların hacimsel karışım oranı, %10 ile sınırlandırılmıştır.

3. SONUÇLAR VE TARTIŞMA

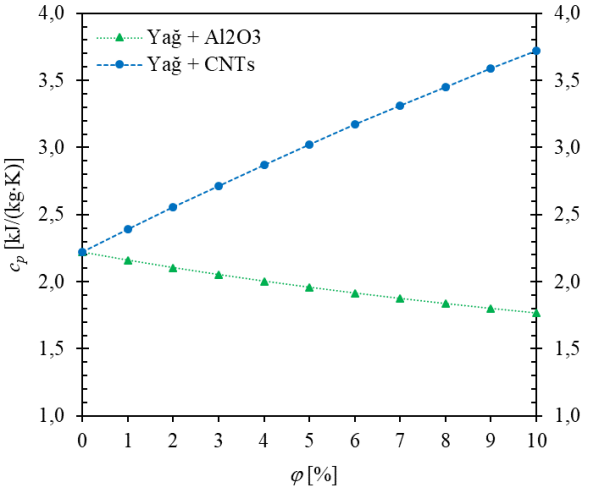
Önceki bölümde, motor yağına nanoparçacık ilavesinin termohidrolik performansa etkileri; yoğunluk, özgül ısı ve viskozite ile ilişkilendirilmişti. Bu bölümde, söz konusu termofiziksel özeliklerin Al_2O_3 ve CNT nanoparçacıklarının ilavesi ile olan değişimleri ele alınmıştır. Elde edilen sonuçlar, grafikler halinde sunulmuştur. Çalışmada; nanoyağlayıcıların yoğunluk, kütlesel özgül ısı, hacimsel özgül ısı ve dinamik viskozite değerleri, nanoparçacık hacimsel karışım oranına bağlı olarak hesaplanmış ve irdelenmiştir.

Şekil 3'te, yağlayıcıya Al_2O_3 ve CNT nanoparçacıklarının farklı hacimsel oranlarda ilave edilmesiyle yoğunlukta meydana gelen değişim gösterilmektedir. Grafik incelendiğinde, her iki nanoparçacık ilavesinin de yağın yoğunluğunu artırdığı görülmektedir. Bununla birlikte, Al_2O_3 ilavesinin yoğunluk üzerindeki etkisi CNT ilavesine kıyasla daha belirgindir. Bu durum; Al_2O_3 nanoparçacıklarının yoğunluk değerinin, CNT nanoparçacıklarına göre daha yüksek olmasından kaynaklanmaktadır. Hacimsel oran %10'a ulaştığında, Al_2O_3 katkılı yağın yoğunluğu, 1 145 kg/m^3 değerine çıkarken CNT katkılı yağın yoğunluğu, 966 kg/m^3 değerinde kalmaktadır. Yoğunluk artışı, nanoyağlayıcıların kütlesel debisini artırarak ısıl performansı olumlu etkilese de; bu yoğunluk artışı, pompalama gücünü artırarak sistemde ek enerji ihtiyacı oluşturacaktır. Dolayısıyla, yoğunluk artışının pozitif ısıl etkileri yanında hidrodinamik maliyetleri de dikkate alınmalıdır.



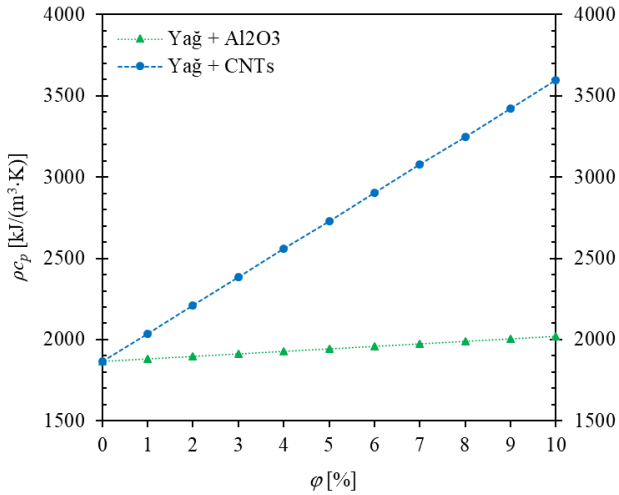
Şekil 3. Nanoparçacık ilavesinin, nanoyağlayıcının yoğunluğu üzerindeki etkisi.

Şekil 4'te, Al_2O_3 ve CNT nanoparçacıklarının farklı hacimsel oranlarda ilavesinin, nanoyağlayıcının kütlesel özgül ısısı üzerindeki etkileri gösterilmektedir. CNT ilavesinin, artan oranlarda yağın kütlesel özgül ısısını belirgin şekilde yükselttiği, Al_2O_3 ilavesinin ise kütlesel özgül ısı değerini azalttığı görülmektedir. Hacimsel oran %10'a ulaştığında CNT katkılı nanoyağlayıcının kütlesel özgül ısısı, 3,72 kJ/(kg·K) değerine yükselirken, Al_2O_3 katkılı nanoyağlayıcının kütlesel özgül ısısı, 1,76 kJ/(kg·K) değerine gerilemektedir. Bu sonuç, CNT parçacıklarının yüksek kütlesel özgül ısı değerine sahip olmasından kaynaklanmaktadır. CNT ilavesi, nanoyağlayıcının ısı depolama kapasitesini artırarak motor bloğundan daha fazla ısı çekilmesine imkân tanıyabilir. Dolayısıyla, kütlesel özgül ısı bakımından CNT ilavesinin, soğutma performansı bakımından daha avantajlı bir katkı maddesi olarak öne çıktığı anlaşılmaktadır.



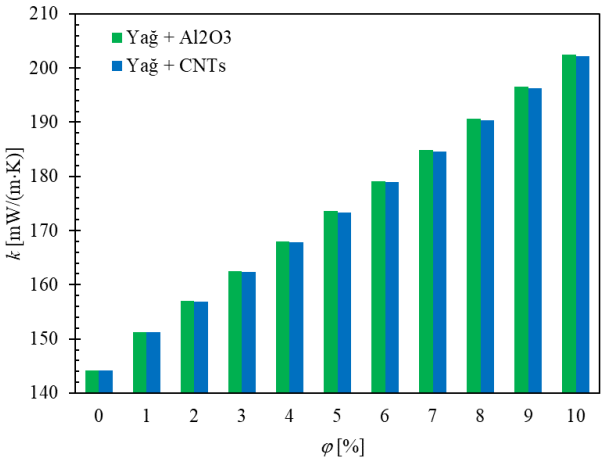
Şekil 4. Nanoparçacık ilavesinin, nanoyağlayıcının kütlesel özgül ısısı üzerindeki etkisi.

Şekil 5'te; Al_2O_3 ve CNT katkılarının, farklı hacimsel oranlarda nanoyağlayıcı hacimsel özgül ısısı üzerindeki etkisi sunulmaktadır. Bu parametre, kütlesel özgül ısı ve yoğunluğun etkisini birlikte gözlemleme imkânı sağlayarak akışkanın birim hacim başına ısı depolama kapasitesini gösterdiğinden, soğutma performansını değerlendirmede kullanılabilecek bir başka göstergedir. CNT ilavesinin, hacimsel özgül ısı değerinde belirgin bir artış sağladığı görülmektedir. Hacimsel karışım oranı %10'a ulaştığında hacimsel özgül ısı değeri, karbon nano tüpler (CNTs) için 3 594,36 kJ/(m^3·K) seviyesine ulaşarak temel akışkan olan yağın değerine kıyasla neredeyse bir katına yakın bir iyileşme sunmaktadır. Buna karşılık; Al_2O_3 ilavesinin, hacimsel özgül ısı üzerinde sınırlı bir etkiye sahip olduğu; en yüksek artışın, %8 civarında olduğu tespit edilmiştir. Bu durum, CNT parçacıklarının yüksek özgül ısı değerlerinin, yoğunluk artışı ile birleşerek sinerjik bir etki oluşturmasından kaynaklanmaktadır. Dolayısıyla, hacimsel özgül ısı bakımından CNT ilavesinin, motor yağı soğutma performansını artırmada daha etkin bir katkı maddesi olarak öne çıktığı söylenebilir.



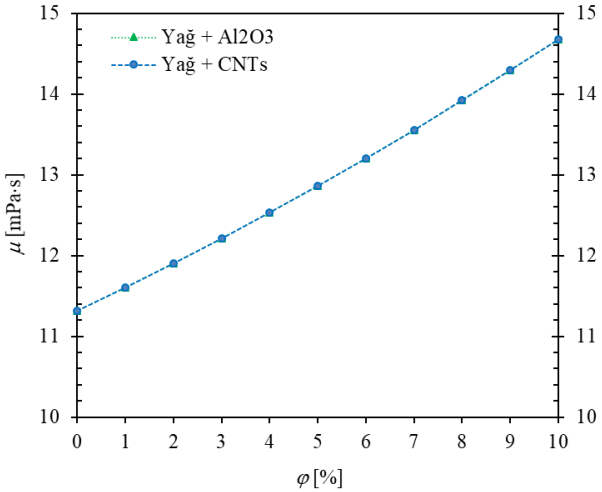
Şekil 5. Nanoparçacık ilavesinin, nanoyağlayıcının hacimsel özgül ısısı üzerindeki etkisi.

Şekil 6'da, motor yağına Al_2O_3 ve CNT nanoparçacık ilavesinin, farklı hacimsel oranlarda ilavesiyle ısı iletim katsayısında meydana gelen değişim gösterilmektedir. Grafik incelendiğinde, nanoparçacık ilavesinin artmasıyla birlikte her iki nanoparçacık türü için de ısı iletim katsayısının artış eğilimi sergilediği görülmektedir. Bu durum, nanoparçacıkların motor yağının ısı iletim katsayısını belirli ölçüde artırdığını göstermektedir. Aynı zamanda, Al_2O_3 ve CNT nanoparçacık katkılarının, büyük ölçüde benzer sonuçlar verdikleri gözlemlenmektedir. Elde edilen bulgular; nanoparçacık ilavesinin, yalnızca yoğunluk ve özgül ısı gibi termofiziksel özeliklerde değil, aynı zamanda ısı iletim katsayısında da belirli bir iyileşme sağladığını ve bu sayede motor yağı devresinin soğutma kapasitesine olumlu katkıda bulunduğunu ortaya koymaktadır.



Şekil 6. Nanoparçacık ilavesinin, nanoyağlayıcının ısı iletim katsayısı üzerindeki etkisi.

Şekil 7'de ise; farklı hacimsel oranlarda Al_2O_3 ve CNT ilavesinin, nanoyağlayıcının dinamik viskozitesi üzerindeki etkileri gösterilmektedir. Grafik incelendiğinde, her iki nanoparçacık türü için de aynı değerlerin elde edildiği gözlenmekte ve viskozite değerlerinin artış eğiliminde olduğu anlaşılmaktadır. Bunun nedeni; literatürde, viskoziteye ilişkin önerilen korelasyonlarının (Alawi ve Sidik, 2014; Devarajan vd., 2018) nanoparçacık türüne özgü ayrıntılı bir ayırıma sahip olmaması ve viskozite artışını, esasen hacimsel oran ve temel akışkanın özelikleriyle ilişkilendirmesidir. Dolayısıyla, mevcut sonuçlar, her iki nanoparçacık için de aynı viskozite artışını göstermektedir. Bundan dolayı, nanoparçacık ilavesinin viskozite üzerindeki etkilerinin; nanoparçacık türüne göre daha ayrıntılı olarak ele alınabilmesi için deneysel verilerle doğrulanmış nanoparçacık türüne özgü korelasyonlara ihtiyaç vardır. Bu bağlamda, ilerleyen çalışmalarda nanoparçacık türüne özgü viskozite korelasyonlarının geliştirilmesi ve deneysel doğrulamanın yapılarak daha doğru sonuçların elde edilmesi hedeflenmektedir. Bununla birlikte; nanoparçacık ilavesinin, nanoyağlayıcı viskozitesini artırdığı açıktır. Bu durum, nanoparçacık karışım oranının bir optimum değerinin olduğuna ve bu optimum değerin aşılmasının, üstünlükten çok mahsur oluşturacağına işaret etmektedir.



Şekil 7. Nanoparçacık ilavesinin, nanoyağlayıcının dinamik viskozitesi üzerindeki etkisi.

4. GENEL DEĞERLENDİRMELER

Bu teorik çalışmada; içten yanmalı motorların yağ soğutma devresinin soğutma kapasitesini (ısıl kapasitesini) artırmak amacıyla motor yağına ilave edilen, Al_2O_3 ve CNT nanoparçacıklarının, termofiziksel özelikler üzerindeki etkileri incelenmiştir. Hesaplamalar sonucunda; Al_2O_3 ilavesinin, motor yağının yoğunluğunu artırarak kütlesel debi vasıtasıyla soğutma kapasitesine katkı sağladığı, CNT ilavesinin ise hem özgül ısı hem de yoğunluk değerlerini artırarak motor yağının ısı depolama kapasitesini iyileştirdiği görülmüştür. Diğer taraftan, nanoparçacık ilavesinin artmasıyla birlikte her iki nanoparçacık türü için de ısı iletim katsayısının artış eğilimi sergilediği görülmektedir. Bu durum; nanoparçacıkların, motor yağının ısı iletim katsayısını belirli ölçüde artırdığını göstermektedir. Aynı zamanda, Al_2O_3 ve CNT nanoparçacıklarının ilave edilmesinin, büyük ölçüde benzer sonuçlar verdikleri gözlemlenmektedir. Son olarak, her iki nanoparçacık ilavesi de dinamik viskoziteyi artırıcı etki göstermiştir. Ancak; kullanılan korelasyonların, nanoparçacık türüne özgü farklılıkları yansıtmaması nedeniyle viskozite artışı, her iki nanoparçacık türü için de aynı miktarda olmuştur. Bu durum; nanoakışkanların termofiziksel özeliklerini belirleme çalışmalarında, daha gelişmiş ve nanoparçacık türü bakımından özelleştirilmiş korelasyonların geliştirilmesi gerekliliğini ortaya koymaktadır.

Elde edilen bulgular; motor yağına nanoparçacık ilavesinin, soğutma performansını artırma potansiyeline sahip olduğunu göstermektedir. Bununla birlikte, optimum nanoparçacık türü ve konsantrasyonunun belirlenmesi kritik öneme sahiptir. Zira, yoğunluk ve özgül ısı artışları, ısıl bakımdan avantaj sağlarken viskozitedeki artış, pompalama gücü ihtiyacını yükseltmekte ve sistemde ek hidrodinamik kayıplara neden olmaktadır.

Bundan sonra yapılacak çalışmalar bakımından; teorik sonuçların, deneysel çalışmalarla desteklenmesi, nanoyağlayıcı teknolojisinin uygulamadaki durumunun gözlemlenebilmesi için bir gereklilik olarak öne çıkmaktadır. Ayrıca; termofiziksel özeliklerin yanında, motor yağının uzun süreli kararlılığı, nanoparçacıkların çökelme eğilimi ve farklı çalışma sıcaklıklarındaki davranışları da araştırılmalıdır. Nanoparçacıkların motor yağına ilavesinin, pratik uygulamalarla desteklenmesi, bu alandaki teknolojinin gelişmesine önemli katkılar sağlayacaktır.

SEMBOLLER VE KISALTMALAR

Semboller

A	Alan [m^2]
c_p	Kütlesel özgül ısı [kJ/(kg·K)]
D	Çap [m], nanoparçacıkların çapı [nm]
f	Sürtünme katsayısı
k	Isı iletim katsayısı [mW/(m·K)]
L	Uzunluk [m]
m	Kütle [kg]
$\dot{m}$	Kütlesel debi [kg/s]
p	Basınç [Pa]
Q	Isı geçiş miktarı [J]
$\dot{Q}$	Birim zamandaki ısı geçişi [W]
T	Sıcaklık [K]
v	Hız [m/s]
V	Hacim [m^3]

Yunan harfleri

Δ	Fark
φ	Nanoparçacık hacimsel karışım oranı [-]
μ	Dinamik viskozite [mPa·s]
ρ	Yoğunluk [kg/m^3]
ρc_p	Hacimsel özgül ısı [kJ/(m^3·K)]

Alt indisler

a	Temel (baz) akışkan
$ç$	Çıkan
g	Giren
na	Nanoparçacık içeren akışkan (nanoakışkan)
np	Nanoparçacık
y	Yağ

Üst indisler

$\cdot$	Birim zamanda

Kısaltmalar

Al_2O_3	Alüminyum dioksit
CNT	Karbon nanotüp
CNTs	Karbon nanotüpler
CuO	Bakır oksit
TiO_2	Titanyum dioksit
TY	Tarih yok
ZnO	Çinko oksit

KAYNAKLAR

Alawi O.A. and Sidik N. A. C., 2014, Influence of particle concentration and temperature on the thermophysical properties of CuO/R134a nanorefrigerant. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 58, 79-84.

Ali, F., Aamina, Khan, I., Sheikh, N. A., Gohar, M., and Tlili, I. (2018). Effects of different shaped nanoparticles on the performance of engine-oil and kerosene-oil: A generalized Brinkman-type fluid model with non-singular kernel. *Scientific reports*, 8(1), 15285.

Bilen, K., Dağıdır, K. ve Arcaklıoğlu, E. (2019). Al_2O_3 ve CNTs nano-parçacıklarının R1234yf soğutucu akışkanının termofiziksel özelliklerine etkisinin teorik olarak araştırılması. *22. Ulusal Isı Bilimi ve Tekniği Kongresi* (ULIBTK'19), Tam Metin Bildiriler Kitabı (Cilt II), 796-802, 11-14 Eylül, Kocaeli, Türkiye.

Bilen, K., Kızılkaya, H. Z. ve Kızılkaya, N. H. (2022). Dizel bir motorun soğutma sisteminde nano-akışkan kullanımının soğutmaya etkisinin teorik analizi. *Mühendis ve Makina*, 63(707), 250-278.

Bojarska, Z., Goławska, W., Mazurkiewicz-Pawlicka, M., and Makowski, Ł. (2023). Reducing particulate emissions by using advanced engine oil nanoadditives based on molybdenum disulfide and carbon nanotubes. *Scientific Reports*, 13(1), 13621.

Confiengo, G. G., Malusà, E., Guaita, M., Motta, S., Di Maro, M., and Faga, M. G. (2024). Tribological performance of ZnO green particles as lubricating oil additives. *Sustainability*, 16(16), 6810.

Dağıdır, K. and Bilen, K. (2023). Experimental investigation of usage of POE lubricants with Al_2O_3, graphene or CNT nanoparticles in a refrigeration compressor. *Beilstein Journal of Nanotechnology*, 14(1), 1041-1058.

Dawood, H. K., Mohammed, H. A., Sidik, N. A. C., and Munisamy K. M. (2015). Numerical investigation on heat transfer and friction factor characteristics of laminar and turbulent flow in an elliptic annulus utilizing nanofluid. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 66, 148-157.

Devarajan, M., Parasumanna Krishnamurthy, N., Balasubramanian, M., Ramani, B., Wongwises, S., Abd El-Naby, K., and Sathyamurthy, R. (2018). Thermophysical properties of CNT and CNT/Al_2O_3 hybrid nanofluid. *Micro & Nano Letters*, 13(5), 617-621.

Dörr, N., Agocs, A., Besser, C., Ristić, A., and Frauscher, M. (2019). Engine oils in the field: A comprehensive chemical assessment of engine oil degradation in a passenger car. *Tribology Letters*, 67(3), 68.

Hassaan, A. M. (2024). An experimental investigation examining the usage of a hybrid nanofluid in an automobile radiator. *Scientific Reports*, 14(1), 27597.

İnternet, (TY), Oto Tasarruf, *Yağ soğutucu ne işe yarar*. bağlantı.

İnternet, (TY), Ford Toptancısı, *Yağ soğutucu peteği*. bağlantı.

Jiang, H., Hou, X., Dearn, K. D., Su, D., and Ali, M. K. A. (2021). Thermal stability enhancement mechanism of engine oil using hybrid MoS_2/h-BN nano-additives with ionic liquid modification. *Advanced Powder Technology*, 32(12), 4658-4669.

Naraki, M., Peyghambarzadeh, S. M., Hashemabadi, S. H., and Vermahmoudi, Y. (2013). Parametric study of overall heat transfer coefficient of CuO/water nanofluids in a car radiator. *International Journal of Thermal Sciences*, 66, 82-90.

Selvam, C., Raja, R. S., Lal, D. M., and Harish, S. (2017). Overall heat transfer coefficient improvement of an automobile radiator with graphene based suspensions. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 115, 580-588.

Shankara, R. P., Banapurmath, N. R., D'Souza, A., Sajjan, A. M., Ayachit, N. H., Khan, T. Y., and Kamangar, S. (2022). An insight into the performance of radiator system using ethylene glycol-water based graphene oxide nanofluids. *Alexandria Engineering Journal*, 61(7), 5155-5167.

BİNA İÇİ CO_2 SEVİYESİNİN DOĞAL HAVALANDIRMA İLE AZALTILMASININ DENEYSEL VE SAYISAL OLARAK DEĞERLENDİRİLMESİ

Zahide Nur MANTAR, Filiz Firdevs SARAÇ, Şuheda Cemre SARI, Ahmet Can YETİŞ, Ziya Haktan KARADENİZ
İzmir Yüksek Teknoloji Enstitüsü, Mühendislik Fakültesi, Enerji Sistemleri Mühendisiliği Bölümü, 35433, Urla, İZMİR, zahidemantar@std.iyte.edu.tr, filizsarac@std.iyte.edu.tr, suhedasari@std.iyte.edu.tr, ahmetcanyetis@iyte.edu.tr, haktankaradeniz@iyte.edu.tr

Özet: Bu çalışma, doğal havalandırma sistemlerinin bina içi karbondioksit (CO_2) seviyesini azaltma ve iç hava kalitesini iyileştirme potansiyelini deneysel ve sayısal yöntemlerle değerlendirmektedir. Çalışmada çapraz ve tek yönlü havalandırma stratejilerinin CO_2 dağılımına etkisi farklı rüzgar yönleri altında incelenmiş, rüzgar tüneli deneyleri ve Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) simülasyonları gerçekleştirilmiştir. Elde edilen sonuçlar, doğal havalandırmanın iç hava kalitesini artırma potansiyelini göstermekte ve yeni hibrit ve otonom havalandırma sistemlerinin tasarıma temel sunmaktadır.
Anahtar Kelimeler: Doğal havalandırma, CO_2 yayılımı, rüzgar tüneli, HAD, iç hava kalitesi.

Experimental and Numerical Evaluation of Reducing Indoor CO2 Levels Through Natural Ventilation

Abstract: This study evaluates the potential of natural ventilation systems to reduce indoor carbon dioxide (CO_2) levels and improve indoor air quality through experimental and numerical methods. The effects of cross and single-sided ventilation strategies on CO_2 distribution were examined under different wind directions, and wind tunnel experiments as well as Computational Fluid Dynamics (CFD) simulations were conducted. The results demonstrate the potential of natural ventilation to enhance indoor air quality and provide a foundation for the design of new hybrid and autonomous ventilation systems.
Keywords: Natural ventilation, CO_2 dispersion, wind tunnel, CFD, indoor air quality.

1. GİRİŞ

Son yıllarda enerji tüketimi ve iç hava kalitesiyle ilgili artan kaygılar, sürdürülebilir havalandırma çözümlerine olan ilgiyi artırmıştır. Doğal havalandırma, enerji tasarrufu ve hava kalitesini artırma potansiyeliyle öne çıkmaktadır. Ancak bina yapısı, iklim ve tasarım faktörleri bu sistemleri uygulamayı zorlaştırmaktadır.

Bu bildiride, doğal havalandırmanın CO_2 seviyelerini azaltmadaki etkisi deneysel ve sayısal olarak incelenmiştir. Rüzgar tünelinde model bina ile yapılan deneyler, HAD simülasyonlarıyla desteklenmiştir. Kullanılan türbülans modelleri iç hava hareketlerini güvenilir şekilde yansıtmıştır.

Yüksek CO_2 seviyeleri sağlık ve konfor açısından olumsuz etkiler yaratabilir. Bu nedenle doğal havalandırma, sadece enerji verimliliği değil, aynı zamanda kullanıcı sağlığı için de önemlidir.

İzmir gibi sıcak-ılıman iklimlerde doğal havalandırmanın potansiyeli yüksek olmasına rağmen, bu konuda yeterli araştırma bulunmamaktadır. Bu çalışma, bölgesel çözümler sunmayı ve sürdürülebilir tasarıma katkı sağlamayı hedeflemektedir.

2. METODOLOJİ

Bu bölümde, doğal havalandırma yöntemlerinin iç ortam CO_2 seviyelerini azaltmadaki performansını değerlendirmek ve mekanik sistemlerle enerji verimliliği açısından karşılaştırmak amacıyla uygulanan deneysel ve sayısal yöntem açıklanmıştır. Çalışmada, bir sınıfın ölçekli fiziksel modeliyle rüzgar tünelinde deneyler gerçekleştirilmiş; aynı geometri ve sınır koşullarıyla HAD simülasyonları yapılmıştır. Sayısal model, Realizable k-ε türbülans modeli ile oluşturulmuş ve rüzgar tünelinde elde edilen sensör verileriyle kalibre edilmiştir.

İzmir Nihat Gündüz Ortaokulu'ndan bir sınıf referans ortam olarak seçilmiştir. Bu sınıfın daha önce iç hava kalitesi açısından incelenmiş olması ve içerisinde merkezi

olmayan bir ısı geri kazanım sistemi bulunması, çalışmanın yalnızca CO_2 odaklı değerlendirme yapmasına imkân sağlamıştır. Sınıfın pencere düzeni ve iç yerleşimi korunarak, rüzgar tünelinde test edilebilmesi için model 1:10 ölçekle hazırlanmıştır. Bu ölçekli model, aynı zamanda HAD simülasyonları için de temel alınarak deneysel ve sayısal veriler arasında tutarlılık sağlanmıştır.

HAD modeli, 60 cm × 60 cm × 30 cm boyutlarında oluşturulmuş, çevresel sınırların etkisini azaltmak için akış hacmi 150 cm yüksekliğe, 300 cm genişliğe ve 480 cm uzunluğa uzatılmıştır. Simülasyonlar için üç farklı pencere yerleşimine sahip geometri kullanılmıştır: tek taraflı, çapraz ve tek açıklıklı havalandırma. Beş farklı senaryo modellenmiştir:

- Rüzgar altı yönünde çapraz akış: Rüzgar alan ve vermeyen cephelerde üçer pencere.
- Teğet çapraz akış: Akışa dik cephelerde üçer pencere.
- Rüzgar üstü yönünde tek taraflı akış: Giriş yönünde üç pencere.
- Rüzgar tersinde tek taraflı akış: Çıkış yönünde üç pencere.
- Teğet tek taraflı akış: Giriş-çıkışa dik cephede üç pencere.

Her model, standart boyutlarda oluşturulmuş ve ardından ağ yapısı oluşturularak simülasyona hazır hale getirilmiştir.

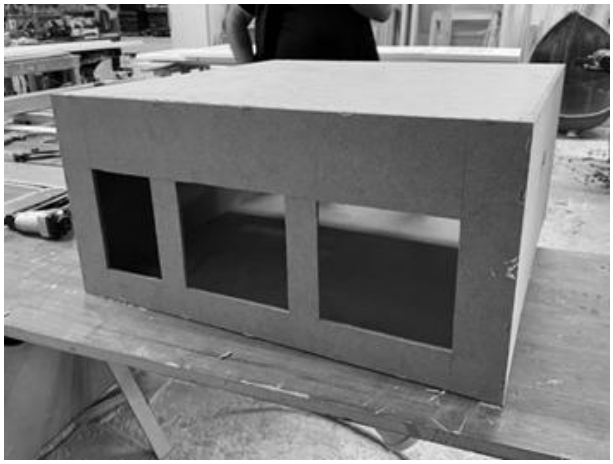
Modelde yer alan açıklık ve pencere genişlikleri 10,5 cm ile 15,75 cm arasında değişmektedir. Pencerelerin uzunluğu 15 cm olarak sabitlenmiştir.

2.1 Rüzgar Tünelinde Kullanılan Model

Gerçek bir ortaokul sınıfının 1:10 ölçekli fiziksel modeli, TETLAB rüzgar tünelinde kontrollü koşullarda deney yapmak amacıyla hazırlanmıştır. Bu oran, tünelin 100 cm × 100 cm boyutlarındaki test kesiti dikkate alınarak seçilmiştir. Model boyutları, seçilen sınıfın mimari çizimlerine dayanarak 60 cm × 60 cm × 30 cm olarak belirlenmiştir.

Model, 8 mm kalınlığında kontrplak ve laminant yonga levha kullanılarak üretilmiş; yapısal dayanıklılık ve kolay modifikasyon imkânı sağlanmıştır. Gerçek sınıftaki altı pencere, ölçeklendirilmiş boyutları ve yerleşimleri korunarak modele dahil edilmiştir. Bu açıklıklar, çapraz ve tek taraflı havalandırma stratejilerinin test edilmesine olanak tanımıştır.

İç mekânda hava akışını engelleyecek mobilya veya bölmeler modele dahil edilmemiştir. Model, rüzgar tüneli içinde yatay bir platforma yerleştirilmiş, rüzgar yönü testler arasında model döndürülerek değiştirilmiştir. Farklı havalandırma senaryolarını temsil etmek üzere değiştirilebilir cepheler kullanılmıştır. Pencereler ve sensör bağlantı noktaları, hava sızdırmazlığı sağlamak ve test koşullarının tekrarlanabilirliğini artırmak amacıyla sızdırmaz bantla kapatılmıştır.



Şekil 1. Deneylerde kullanılan fiziksel model.

2.2 Rüzgar Tüneli Deneyi

Deneysel çalışmalar, İzmir Katip Çelebi Üniversitesi Temiz Enerji Teknolojileri Laboratuvarı'nda (TETLAB) bulunan, aerodinamik ve küçük ölçekli doğal havalandırma araştırmaları için tasarlanmış emişli, açık devre bir rüzgar tünelinde gerçekleştirilmiştir.

Rüzgar tüneli; akışı düzenleyen bir daralma bölümü, 100 cm × 100 cm kesit alanına ve 200 cm uzunluğa sahip bir test bölümü ile sürekli ve düzgün hava akışı sağlayan emişli bir fan sisteminden oluşmaktadır. Türbülans seviyesini azaltmak amacıyla bal peteği yapılar ve tel örgü katmanlar kullanılarak giriş akışı stabilize edilmiştir.

Sınıf modelinde kullanılan 1:10 ölçek, modelin test alanına tam olarak sığmasını ve sınır tabakayı etkilemeden geometrik benzerliğin korunmasını sağlamıştır. Bu oran, hem deneysel hem de sayısal analizler için uygun akış davranışının elde edilmesine olanak tanımıştır.

Giriş koşullarını doğrulamak ve düzgün bir akış alanı elde etmek için CEM DT-8880 sıcak telli anemometre ile ön hız kalibrasyonu yapılmış; test kesitinin farklı noktalarında ölçümler alınarak hava dağılımının homojenliği sağlanmıştır.



Şekil 2. Deneylerde kullanılan rüzgar tüneli..

2.3 Havalandırma Yöntemleri

Doğal havalandırmanın CO_2 giderimine etkisini incelemek için beş farklı pencere yerleşimi test edilmiştir. Bu konfigürasyonlar, açıklık türü (çapraz veya tek taraflı) ve rüzgar yönüne (rüzgar alan, rüzgar almayan, dik açı) göre belirlenmiştir.

Şekil 3. Akış senaryoları.



2.4 CO_2 Derişiminin İzlenmesi

Bu çalışmada, doğal havalandırma senaryolarının performansı iz gaz seyrelme yöntemiyle değerlendirilmiştir. Her test öncesinde, iç ortam CO_2 seviyesini kontrollü şekilde artırmak için modele kuru buz yerleştirilmiştir. Hedef değer, sensör sınırlamaları dikkate alınarak yaklaşık 1000 ppm olarak belirlenmiştir; bu eşik, ASHRAE 62.1 standardı ve ilgili kılavuzlara göre eğitim yapıları için önerilen üst sınırdır.

CO_2 enjeksiyonu sonrasında, seviye yaklaşık 400 ppm'e (dış ortam değeri) düşene kadar azalma takip edilmiştir. Bu düşüş, her havalandırma düzeninin etkinliğini değerlendirmek için kullanılmıştır. CO_2 ölçümleri, modele uygun solunum bölgesi yüksekliğine yerleştirilen MH-Z19C sensörüyle yapılmıştır. Bu veriler, farklı pencere düzenleri ve rüzgar yönleri için havalandırma performansını karşılaştırmada kullanılmıştır. Hava değişim oranı hesaplamaları bir sonraki bölümde detaylandırılmıştır.

2.5 Hava Değişim Hızı (ACH) Hesaplanması

Doğal havalandırmanın etkinliğini belirlemek amacıyla, CO_2 seyrelme yöntemi kullanılarak Saatlik Hava Değişim Oranı (ACH) hesaplanmıştır. Bu yöntem, kapalı ortamlarda havalandırma performansını değerlendirmek için yaygın olarak kullanılmaktadır (ASTM E741-20).

Modele kontrollü miktarda CO_2 verilerek homojen bir iç ortam konsantrasyonu sağlanmış, ardından zamanla azalan CO_2 seviyesi izlenmiştir. ACH değeri, logaritmik azalma formülüyle hesaplanmıştır.

$$Q = \frac{V}{\Delta t} \ln \left[\frac{C_{\max} - C_{\text{out}}}{C_{\min} - C_{\text{out}}} \right] \quad (1)$$

Doğal havalandırma senaryolarının etkinliğini değerlendirmek için, CO_2 konsantrasyonunun zamanla azalışı kullanılarak ACH değeri hesaplanmıştır. Bu hesaplamada maksimum (C_{max}), minimum (C_{min}) ve dış ortam (C_{out}) CO_2 konsantrasyonları ile model hacmi (V), süre (t) ve tahmini hava değişim debisi (Q) dikkate alınmıştır. Ayrıca, senaryoların uluslararası standartlara uygunluğunu değerlendirmek amacıyla, ASHRAE 62.1 (2022) standardına göre hedef ACH değeri belirlenmiş; bu kapsamda solunum bölgesi dış hava debisi (V_{bz}), standardın 6.2.2.1 numaralı bölümüne göre hesaplanmıştır.

$$V_{bz} = R_p \times P_z + R_a \times A_z \quad (2)$$

Sonuç olarak, ASHRAE standardına eşdeğer havalandırmayı sağlamak için ölçekli modelde hedef hava debisi yaklaşık 0.636 m³/h olarak hesaplanmıştır. Doğal havalandırma senaryoları, bu hedef debiye ulaşıp ulaşmadıkları açısından değerlendirilmiştir. ACH değeri gerçek bina hacminden bağımsızdır. Sonuç bölümünde, hem hesaplamalı akışkanlar dinamiği (HAD) simülasyonları hem de 1:10 ölçekli modelin deneysel verileri üzerinden hava debisi (Q) hesaplanacaktır. Ölçekli modelde elde edilen Q değeri, 1000 ile çarpılarak gerçek sistemin hava debisi (Q_{real}) tahmin edilecektir (Q_{real} = ACH_{real} × V_{real}). Beş doğal havalandırma senaryosunun her biri, Nihat Gündüz Ortaokulu'nda bulunan VENCO mekanik havalandırma sistemiyle karşılaştırılacaktır. İlgili tablo, VENCO sisteminin özgül fan güçlerini içermektedir.

Tablo 1. VENCO mekanik havalandırma, özgül fan güçleri.

Model	Q@150Pa	SFP
VHR 11	1005 m3/h	1.50 kWs/m³
VHR 16	1352 m3/h	1.20 kWs/m³
VHR 11 EC	1057 m3/h	1.16 kWs/m³
VHR 14 EC	1512 m3/h	1.29 kWs/m³

150 Pa işletme basıncı referans değer olarak seçilmiştir. Bu çalışmada sıcaklık etkileri veya termal konfor hesaplanmadığından, karşılaştırma yalnızca debi üzerinden yapılmakta ve SFP (Spesifik Fan Gücü) değerleri bu nedenle önemlidir. Enerji tasarrufu sadece hava değişim oranı üzerinden hesaplanmıştır. Mekanik havalandırma sistemi günde 7 saat çalışmaktadır.

2.6 HAD Simülasyonları

Deneysel analizleri tamamlamak ve iç ortam hava akışını detaylı şekilde anlamak amacıyla Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) simülasyonları gerçekleştirilmiştir. Bu simülasyonlar, sensör yerleşimi gibi deneysel düzeni yönlendirmek ve farklı sınır koşullarında doğal havalandırma stratejilerinin performansını doğrulamak için kullanılmıştır. Sayısal modelleme, yaygın olarak kullanılan ticari bir HAD yazılımı olan ANSYS Fluent ile yapılmıştır. Deneysel sınıf modelinin 1:10 ölçekli temsili,

ANSYS DesignModeler kullanılarak oluşturulmuştur. Geometri; iç hacim, havalandırma açıklıkları ve çevre sınır tabakalarını detaylı şekilde içermektedir.

Ağ (mesh) oluşturma işlemi ANSYS Meshing ile yapılmış, düzenli ve düzensiz ağ elemanları bir arada kullanılmıştır. Çözüm hassasiyetinin ağ yoğunluğundan etkilenmediğini göstermek amacıyla ağ bağımsızlık çalışması yapılmıştır.

Simülasyonlarda, iç hava akışı ve havalandırma performansının öngörülmesinde başarılı olan realizable k-ε türbülans modeli ile SST k-ω modeli (geliştirilmiş duvar işlemesi ile birlikte) kullanılmıştır (Maritz, Klopper & Siglé, 2005). CO_2 dağılımını pasif bir izleyici olarak takip edebilmek için tür türü taşıma modeli uygulanmıştır.

Geçici (transient) simülasyonlar, deneysel CO_2 azalım sürecini modellemek amacıyla yapılmıştır. Başlangıç koşulu olarak, iç CO_2 seviyesi 1000 ppm, dış ortam ise 400 ppm olarak tanımlanmıştır. Doğal havalandırma, ölçülen tünel hızlarına (1 m/s ve 10 m/s) göre rüzgâr giriş koşulları uygulanarak, çıkış sınırlarında ise pasif hava tahliyesi sağlanarak modellenmiştir.

HAD sonuçları; hava akış yolları, hız vektörleri ve CO_2 yoğunluk dağılımlarını detaylı görsellerle sunmuştur. Bu bulgular, deneysel verilerin yorumlanmasına katkı sağlamış ve farklı havalandırma senaryolarının karşılaştırmalı değerlendirmesini desteklemiştir. Sayısal ve deneysel sonuçlar arasındaki yakın uyum, modelleme yaklaşımını doğrulamış ve havalandırma performansı hakkındaki sonuçlara olan güveni artırmıştır.

Fluent hesaplamalarında SST k-ω ve Realizable k-ε (RLZ k-ε) RANS türbülans modelleri kullanılmıştır (Chang, Lin & Chuang, 2005). RLZ k-ε modeli, güçlü akış çizgisi eğriliği, geri akış ve dönme etkilerinin bulunduğu durumlarda standart k-ε modeline göre daha yüksek doğruluk sağlar. Bu özelliğiyle, oda ölçeğindeki karışım ve havalandırma kaynaklı akışları simüle etmek için uygundur. SST k-ω modeli ise, yüzeylere yakın bölgelerde ve sınır tabakası ayrılmalarının görüldüğü alanlarda daha hassas sonuçlar verir. Bu model, uzak alanda k-ε, yüzeye yakın bölgelerde ise k-ω modelini harmanlayarak çalışır. Bu yönüyle pencere, açıklık ve temas bölgelerinde detaylı hava akışı ve CO_2 dağılımını yakalamada etkilidir.

Her iki modelin birlikte kullanımı, CO_2 yayılımının hem genel akış yapısı hem de yüzeye yakın etkiler açısından daha kapsamlı ve güvenilir bir şekilde analiz edilmesini sağlamaktadır.

Hesaplamalarda kullanılan temel denklemler aşağıdaki gibidir:

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\rho\vec{\vartheta}\right) + \nabla\left(\rho\vec{\vartheta}\vec{\vartheta}\right) = -\nabla p + \nabla\tau + \rho\vec{g} + \vec{F} \quad (3)$$

Bu denklemdeki terimler şu şekilde tanımlanır: ρ akışkan yoğunluğunu, $\vartheta^{\rightarrow}$ hız vektörünü, p basıncı, τ gerilme tensörünü, $g^{\rightarrow}$ yerçekimi ivme vektörünü ve $F^{\rightarrow}$ dış kuvvet vektörlerini temsil eder.

İkinci temel denklem olan Tür Taşınım Denklemi (Species Transport Equation), iç ortamda CO_2 gazının zamana bağlı yayılımını modellemek için kullanılır:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho Y_i) + \nabla\left(\rho\vec{\vartheta}Y_i\right) = -\nabla\vec{J_i} + R_i + S_i \quad (4)$$

Bu denklemde, Y_i tür i'nin kütle oranını, $J^{\rightarrow}_i$ difüzyon akısını, Ri kimyasal reaksiyonlara bağlı üretim/tüketim hızını ve S_i ek kaynak terimlerini temsil eder.

Doğrulama süreci için başlangıçta 1 m/s rüzgar hızı seçilmiş ve rüzgar tüneli deneyleriyle desteklenmiştir. Beş farklı senaryo için, SST k-ω ve RLZ k-ε modelleriyle toplam on CFD simülasyonu gerçekleştirilmiştir. Bu aşamada CO_2 yayılımı, kontur görselleri ve animasyonlar ile incelenmiş, sensör yerleşim noktaları belirlenmiştir.

Simülasyonlara dayalı olarak rüzgar tüneli deneyleri gerçekleştirilecek ve sayısal–deneysel sonuçlar, RMSE ve NRMSE metrikleri ile karşılaştırılacaktır. Bu değerlendirmelere göre en tutarlı türbülans modeli seçilecektir.

Ardından, ERA5 veritabanından alınan bölgesel rüzgar hızları kullanılarak doğal havalandırma koşullarında gerçekçi CO_2 yayılımı simüle edilecektir. Ayrıca, aynı senaryolar altında SST k-ω ve RLZ k-ε modellerinin karşılaştırması da RMSE ve NRMSE ile yapılarak tahmin doğrulukları değerlendirilecektir.

Karşılaştırmalarda kullanılan RMSE ve NRMSE denklemleri aşağıda verilmiştir.

$$RMSE = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^{n}(y_i - \widehat{y_i})^2}{n}} \quad (5)$$

$$NRMSE = \frac{RMS}{\bar{y}} \quad (6)$$

HAD simülasyonlarında iç ortam CO_2 konsantrasyonu 1000 ppm, dış ortam ise 400 ppm olarak kabul edilmiştir. Bu değerlere karşılık gelen kütle oranları kullanılarak başlangıç koşulları tanımlanmıştır.

Simülasyonların güvenilirliğini sağlamak için süreklilik kalıntıları ve Courant sayısı değerlendirilmiştir. 1 m/s rüzgar hızı ve 0.005 m minimum ağ boyutuna göre zaman adımı 0.1 s olarak belirlenmiş, böylece Courant sayısı ideal değere yaklaştırılmaya çalışılmıştır. Ancak bu ayarla bile Courant sayısı 20'ye ulaşmış ve bu görece yüksek bir değerdir. Bu nedenle, HAD sonuçları deneysel verilerle karşılaştırıldıktan sonra, model doğruluğunu artırmak amacıyla zaman adımı daha da düşürülebilir.

$$C = \frac{u \cdot \Delta t}{\Delta x} \quad (7)$$

C, Courant sayısını; u, yerel akış hızını; Δt, zaman adımını; Δx ise uzaysal adımı (ağ boyutu) ifade eder.

Deneysel ve sayısal analizlerin başarısı, doğru sınır koşullarının tanımlanmasına bağlıdır. Bu çalışma kapsamında sınır koşulları; çevresel veriler, rüzgar tüneli kısıtları ve fiziksel model özellikleri dikkate alınarak belirlenmiştir. Deneysel düzende rüzgar hızı 1 m/s olarak seçilmiş, rüzgar yönleri (ön, arka ve teğetsel) değiştirilerek havalandırma performansına etkisi incelenmiştir. Giriş ve çıkış açıklıklarındaki basınç ve akış karakteristikleri, tünel koşullarına göre şekillenmiştir.

Sayısal simülasyonlarda, deneysel koşullarla uyumlu sınır koşulları uygulanmıştır. Girişte 1 m/s sabit hız, %10 türbülans şiddeti ve tünele karşılık gelen hidrolik çap tanımlanmıştır. Çıkış sınırı, sıfır gösterge basınçlı bir basınç çıkışı olarak belirlenmiş; tüm duvarlar adyabatik ve kaymasız yüzeyler olarak tanımlanmıştır. İç ortamda 1000 ppm başlangıç CO_2 konsantrasyonu, dış ortamda ise 400 ppm değeri verilerek pasif hava değişimi simüle edilmiştir.

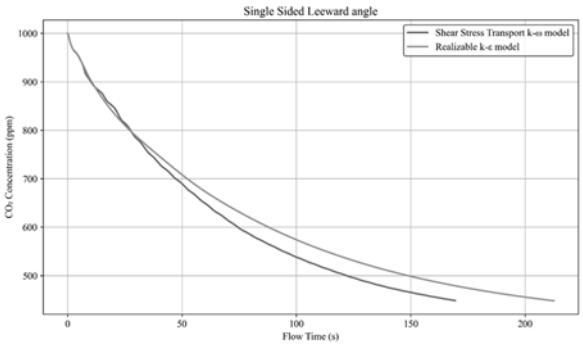
Model doğrulaması, deneysel ve sayısal CO_2 azalma eğrilerinin karşılaştırılmasıyla yapılmıştır. Erken evredeki konsantrasyon düşüşlerinde yüksek uyum sağlanmış, ileri zamanlardaki küçük farklar ise türbülans sönümlenmesi ve sınır tabaka gelişimi gibi farklılıklara bağlanmıştır. Genel olarak, CFD modelinin fiziksel süreci başarılı şekilde temsil ettiği görülmüştür. Bu doğrulanmış model, doğal havalandırma performansının çevresel koşullara bağlı olarak değerlendirilmesinde güvenilir bir temel sunmuştur.

Tüm senaryolar benzer bölgelerde tutarlı ağ eleman boyutları ile ağlanmıştır. Daha az kritik bölgelerde büyük elemanlar, temas bölgeleri gibi hassas alanlarda ise daha küçük elemanlar kullanılmıştır. Hem ağ oluşturma hem de simülasyon aşamalarında ağ kalitesine dikkat edilmiştir.

Bu çalışmada ağ bağımsızlık analizi yapılmamıştır, çünkü elde edilen ağ kalitesi metrikleri benzer çalışmalarda bildirilen değerlerin üzerindedir. Özellikle, Yetiş ve ark. (2024) tarafından XVI. Uluslararası HVAC&R Teknolojileri Sempozyumu'nda sunulan çalışmada (C08-75, C20-50 ve C20-75 vakaları) üç farklı ağ yapısı, eleman kalitesi ve eğrilik (skewness) gibi standart ağ göstergeleri üzerinden karşılaştırılmıştır. Söz konusu çalışmada tüm modellerde eleman kalitesi 0.83–0.84, eğrilik ise 0.21–0.23 aralığında değerler göstermiştir. Bu çalışmada ise aynı metrikler daha yüksek performans sergilemiş, eleman kalitesi ve eğrilik değerleri referans çalışmadakilerden daha iyi sonuçlar vermiştir. Bu nedenle, referans değerlere kıyasla yeterince rafine kabul edilmiş ve ek bir ağ bağımsızlık çalışması yapılmadan doğrudan sayısal simülasyonlara geçilmiştir.

2.7 Türbülans Modeli Seçimi

Doğal havalandırma senaryolarında iç ortam CO_2 dağılımının simülasyonu için iki RANS tabanlı türbülans modeli—SST k-ω ve Realizable k-ε—karşılaştırılmıştır. Tüm sınır koşulları, ağ yapısı ve model parametreleri sabit tutularak yalnızca türbülans modeli değiştirilmiştir. Beş farklı havalandırma konfigürasyonu için elde edilen ortalama CO_2 konsantrasyonları karşılaştırıldığında, her iki modelin sonuçları arasında mühendislik toleransları içinde kalan, ihmal edilebilir farklar gözlenmiştir. Bu tutarlılık, modellerin kararlı hâl ve doğal taşınım etkili akış koşullarında güvenilirliğini göstermektedir. Ancak, literatürdeki doğrulama çalışmalarına dayanarak ve sayısal kararlılığı ile yakın duvar bölgelerine duyarlılığının düşük olması nedeniyle sonraki analizlerde Realizable k-ε modeli tercih edilmiştir.



Şekil 4. Türbülans modellerinin, tek taraflı, rüzgar altı senaryoda incelenmesi.

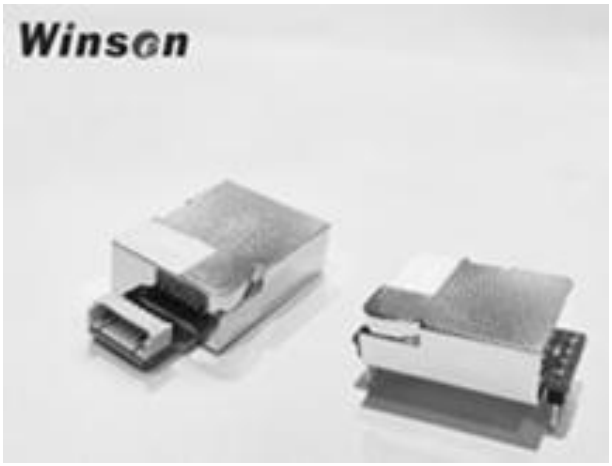
Bu görsel eğilimler, SST k-ω modelinin bu özel durumda RLZ k-ε modeline kıyasla belirgin bir tahmin avantajı sunmadığını göstermektedir. Hatta, büyük ölçekli taşınım ve düşük Reynolds sayısının hakim olduğu iç ortam doğal havalandırma senaryoları için RLZ k-ε modeli, hesaplama açısından daha verimli ve yeterince doğru sonuçlar sağlamaktadır.

2.8 Deneysel Hazırlık

Tüm deneyler, kontrollü bir rüzgar tüneli ortamında, gerçek bir sınıfın 1:10 ölçekli modeli kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Bu düzenek ile farklı doğal havalandırma senaryolarında iç ortam CO_2 azalma süreci, düşük maliyetli gaz sensörleri aracılığıyla incelenmiştir. Deney sistemi; CO_2 enjeksiyon ünitesi, gerçek zamanlı veri kayıt arayüzü ve iç/dış ortama hassas şekilde yerleştirilmiş sensörleri içermektedir. Kurulumun her bileşeni, iç hava akışını minimum düzeyde etkileyecek şekilde, konsantrasyon değişimlerinin güvenilir biçimde izlenmesini sağlayacak şekilde tasarlanmıştır. Sonraki bölümlerde, sensör seçimi ve yerleşim stratejisi literatür ve önceki simülasyon analizlerine dayalı gerekçeleriyle birlikte detaylı olarak sunulmaktadır.

Tüm deneylerde MH-Z19C NDIR CO_2 sensörü tercih edilmiştir. Fabrika kalibrasyonu, dijital çıkış, sıcaklık telafisi ve uzun süreli kararlılığı sayesinde analog alternatiflere göre üstün performans sunmaktadır. ppm düzeyinde ölçüm yapabilen bu sensör, düşük kurulum karmaşıklığı ile öne çıkmıştır.

Çalışmada biri fabrika, diğeri manuel kalibrasyonlu olmak üzere iki sensör kullanılmıştır. Yapılan doğrulama testlerinde her iki sensör arasında yüksek uyum gözlenmiş; tepki süresi testlerinde ise hızlı sensörün havalandırmaya daha duyarlı olduğu belirlenmiştir. Bu fark, deney tasarımında hava akış hızının önemini vurgulamaktadır.



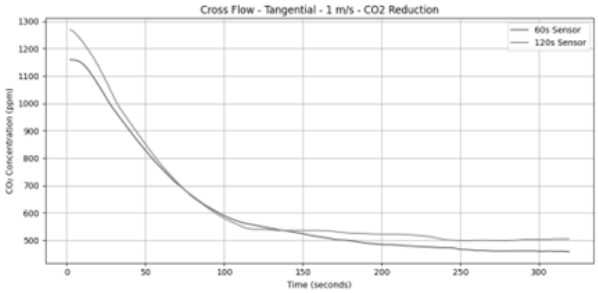
Şekil 5. MH-Z19C NDIR CO_2 sensör.

Bu çalışmada, doğal havalandırma senaryolarında CO_2 seyrelme davranışını değerlendirmek amacıyla ölçekli sınıf modeli kullanılarak iki aşamalı rüzgar tüneli deneyleri gerçekleştirilmiştir. Sensörler, önce çiftli (iç ortamda iki farklı tepki süresine sahip) sonra da tekli (iç/dış ortam ayrımıyla) yapılandırmayla test edilmiştir.

Sensörler, HAD analizleriyle belirlenen düşük gradyanlı, durağan bölgelere ve solunum yüksekliğini temsil eden 12 cm kotuna yerleştirilmiştir. İç akışı bozmayacak şekilde modele gömülü monte edilen bu sensörler, CO_2 enjeksiyonu ve seyrelme sürecinde saniyelik örnekleme ile veri toplamıştır.

İlk deney setinde beş farklı doğal havalandırma konfigürasyonu test edilmiş, sensörler arası tepki süresine bağlı sapmalar senaryo bazlı olarak analiz edilmiştir. Özellikle yüksek akış hızlarının ve asimetrik hava dağılımının olduğu durumlarda sensörler arasında belirgin zaman farkları gözlenmiştir. Ancak genel olarak her iki sensör de benzer trendler üretmiş, bu da sistemin güvenilirliğini göstermiştir.

İkinci deney setinde, dış ortam CO_2 seviyesini gerçek zamanlı ölçmek üzere yavaş tepki veren sensör dış ortama alınmış, iç ortamda ise sadece hızlı sensör kullanılmıştır. Bu sayede varsayılan dış ortam değerlerine bağlı kalmadan daha doğru seyrelme eğrileri elde edilmiştir. Tüm deneyler sabit 1.0 m/s rüzgar hızıyla ve standartlaştırılmış deney prosedürleriyle yürütülmüştür.

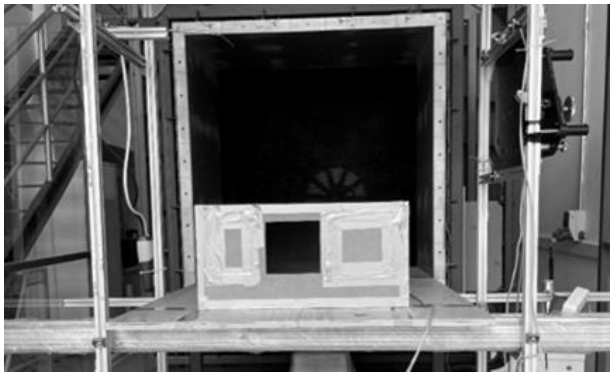


Şekil 6. Sensör tepki hızlarının, çapraz akış, teğet senaryo için incelenmesi.

Veri kaydı Python tabanlı özel bir arayüzle gerçekleştirilmiş, veriler 1 saniyelik örneklemeyle toplanmıştır. Sonrasında zaman senkronizasyonu, gürültü azaltma, eşik bazlı gecikme analizi ve hata metrikleri ile işlenmiştir. Tüm bu süreçler, farklı havalandırma senaryolarında CO_2 seyrelme davranışının güvenilir biçimde değerlendirilmesini ve sensör performansının doğrulanmasını sağlamıştır.

Şekil 7. Tek taraflı, tek açıklık, rüzgar altı senaryo deney anı.

3. SONUÇLAR



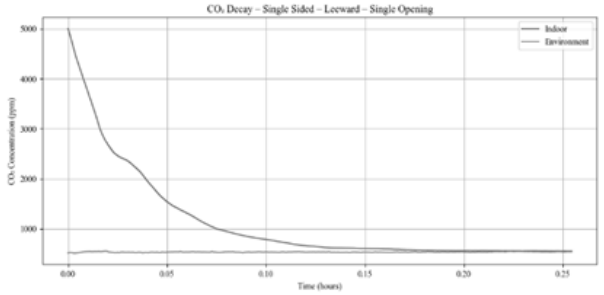
Bu bölümde, ölçekli sınıf modelinde gerçekleştirilen deneysel doğal havalandırma testleri ile hesaplamalı akışkanlar dinamiği (CFD) simülasyonlarının karşılaştırmalı analizine yer verilmiştir. Çalışma kapsamında altı farklı doğal havalandırma senaryosu değerlendirilmiş, her biri için iç ortam CO_2 konsantrasyonunun zamanla azalma eğrileri elde edilmiştir.

3.1 Deneysel Bulgular

Deneysel çalışmalar, farklı açıklık konfigürasyonlarına (tek taraflı: rüzgar altı, rüzgar üstü, teğet; çapraz akış: rüzgar üstü, teğet) ve bir uzun süreli rüzgar altı testine odaklanmıştır. Başlangıç CO_2 seviyesi kuru buz kullanılarak ~1000–1200 ppm aralığına çıkarılmıştır. Ölçümler, MH-Z19C NDIR sensörleri ile saniyelik örnekleme aralığında gerçekleştirilmiştir.

En düşük havalandırma verimi, rüzgar altı tek açıklık konfigürasyonunda gözlenmiş; seyrelme eğrisi yavaş ve uzun sürelidir. Bu durum, düşük basınç farkı ve iç

hacimde oluşan resirkülasyon bölgelerine bağlanmıştır. En hızlı ve kararlı seyrelme, çapraz akış – rüzgar üstü konfigürasyonunda tespit edilmiş, yüksek basınç farkı sayesinde hızlı CO_2 boşalımı sağlanmıştır. Teğet yönlü açıklıklarda ise havalandırma etkinliği orta seviyede, ancak stabil olarak gözlenmiştir. Uzun süreli testler, sistemin düşük hava değişim oranlarında dahi kararlı yanıt verebildiğini doğrulamıştır.



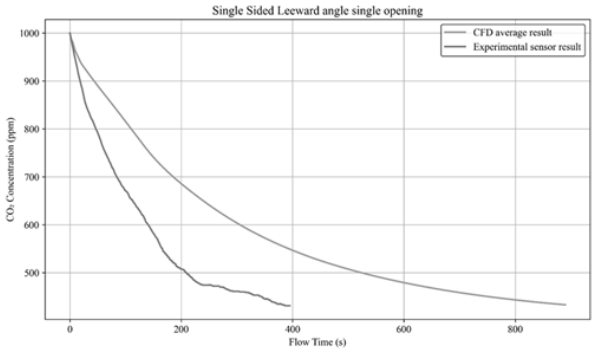
Şekil 8. Tek taraflı, tek açıklık, rüzgar altı senaryo CO_2 boşalımı.

3.2 Sayısal (HAD) Sonuçlar ve Deneysel Doğrulama

HAD analizlerinde tüm geometrik ve sınır koşulları deney ortamıyla uyumlu olacak şekilde modellenmiş; başlangıç iç ortam CO_2 konsantrasyonu sabit 1000 ppm olarak belirlenmiştir. Simülasyonlarda Realizable k-ε türbülans modeli tercih edilmiştir. Dış ortam CO_2 düzeyi deneysel olarak 560–580 ppm aralığında ölçüldüğünden, doğrudan karşılaştırma için deneysel veriler sabit bir ofset (örn. 170 ppm) ile normalize edilmiştir.

Tüm senaryolarda HAD ile deneysel veriler arasında genel eğilim uyumu sağlanmıştır. HAD sonuçları, ideal türbülans difüzyonu ve sensör gecikmesi bulunmadığından, genellikle daha hızlı CO_2 seyrelmesi öngörmüştür. Özellikle çapraz havalandırma ve teğet akış senaryolarında HAD ve deneysel eğriler yüksek oranda çakışmıştır. Rüzgar altı açılı senaryolarda ise hem düşük hava hareketi hem de lokal türbülans etkileri nedeniyle farklar daha belirgindir.

Sonuç olarak, HAD modeli; zaman bağımlı CO_2 seyreltme davranışlarını genel eğilim düzeyinde doğru tahmin etmekte, özellikle Realizable k-ε modelinin doğal havalandırma koşullarında güvenilir sonuçlar ürettiği gözlemlenmiştir. Deneysel varyasyonlar ve sensör yanıt sürelerinin, özellikle düşük hava değişim oranlarında, model hassasiyetini etkileyebileceği değerlendirilmiştir. Bu çalışma, HAD tabanlı iç hava kalitesi öngörülerinin deneysel verilerle doğrulanmasının önemini vurgulamakta ve modellemenin sınırlılıklarıyla birlikte geçerliliğini ortaya koymaktadır.



Şekil 9. Tek taraflı, tek açıklık, rüzgar altı senaryo deneysel ve sayısal sonuçların karşılaştırılması.

Tablo 2. Deneysel ve HAD karşılaştırılmaları.

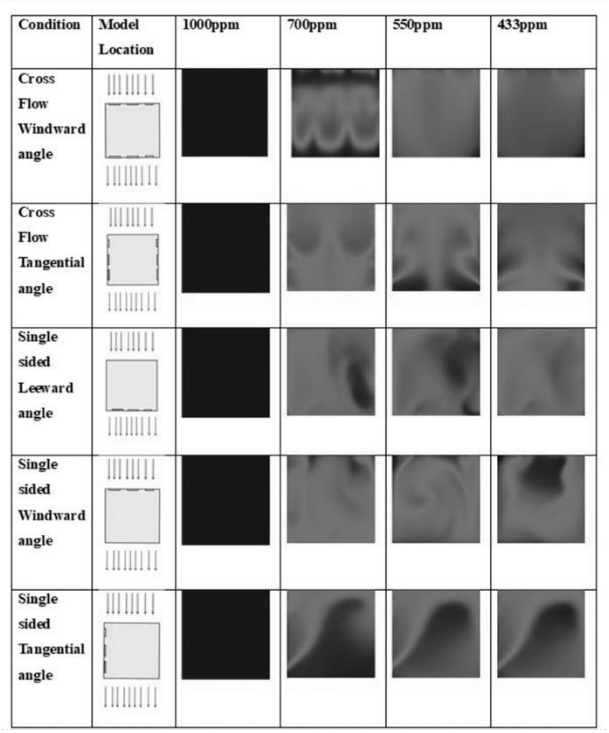
Deneysel ve HAD karşılaştırılmaları	Fark (%)	Kare ortalamalı hata(ppm)	Normalize edilmiş kare ortalamalı hata (%)
Çapraz akış-Rüzgar üstü	43.08	406.168416	43.5
Çapraz akış-Teğet	23.53	183.35474	26.18
Tek taraflı-Rüzgar altı	20.11	151.26487	21.21
Tek taraflı-Rüzgar üstü	27.09	248.183483	28.12
Tek taraflı-Teğet	11.52	71.442493	11.47
Tek taraflı-Rüzgar altı-Tek açıklık	10.85	88.341081	14.07

Tablo 2'de, deneysel ve sayısal CO_2 konsantrasyon eğrileri arasındaki farklar üç metrikle nicel olarak değerlendirilmiştir: ortalama fark (%), RMS (ppm) ve

normalize RMS (%). Bu metrikler, yalnızca görsel karşılaştırmaların ötesine geçerek HAD modelinin doğruluğunu sayısal olarak ortaya koymaktadır.

En iyi uyum, tek açıklıklı tangential ve leeward senaryolarında elde edilmiştir. Bu durumlar düşük türbülanslı ve durağan hava akımlarına sahip olduğundan, durağan RANS temelli HAD modelleri tarafından daha doğru temsil edilmiştir.

En yüksek hata, çapraz akış – rüzgar üstü senaryosunda gözlemlenmiş; burada karmaşık akış ayrılmaları, cephe basınç değişimleri ve üç boyutlu girdap oluşumları gibi geçici aerodinamik etkiler, durağan CFD yaklaşımıyla tam olarak modellenememiştir. Ayrıca, dış ortam rüzgarındaki dalgalanmalar ve iç hacimdeki tabakalaşma, deneysel sapmayı artırmıştır.
Kullanılan MH-Z19C sensörünün ±50 ppm'lik hata payı göz önünde bulundurulduğunda, RMS hatası 88 ppm ve altındaki senaryolarda deney-simülasyon farkı sensör doğruluğu sınırları içindedir. Daha yüksek sapmalar ise model yetersizliklerine veya deneysel koşullardaki belirsizliklere işaret etmektedir.



Sonuç olarak, Realizable k-ε modeli, özellikle düşük hız ve buoyancy kaynaklı akışların baskın olduğu doğal

Tablo 3. Hava değişimi sonuçları.

Model	**Q (m³/h)**	**Hedef**	**ACH (1/h)**	**Hedef ACH (1/h)**
Çarpraz Akış Rüzgar Üstü (HAD)	101,3	0,636	938,0	5,89
Çapraz Akış Teğet (HAD)	15,2		140,7	
Tek Taraflı Rüzgar Altı (HAD)	10,5		97,2	
Tek Taraflı Rüzgar Üstü (HAD)	18,1		167,6	
Tek Taraflı Teğet (HAD)	5		46,3	
Tek Taraflı Rüzgar Altı Tek Açıklık (HAD)	1,3		12,0	
Çarpraz Akış Rüzgar Üstü (Deneysel)	13,0		120,0	
Çapraz Akış Teğet (Deneysel)	12,0		111,1	
Tek Taraflı Rüzgar Altı (Deneysel)	7,9		73,0	
Tek Taraflı Rüzgar Üstü (Deneysel)	8,9		82,4	
Tek Taraflı Teğet (Deneysel)	10,3		94,9	
Tek Taraflı Rüzgar Altı Tek Açıklık (Deneysel)	2,9		27,0	

havalandırma koşullarında iç ortam CO_2 dağılımının modellenmesinde güvenilir bir araç olarak öne çıkmaktadır.

3.3 CO_2 Dağılımı

Bu çalışma, doğal havalandırma senaryolarında farklı ortalama iç ortam CO_2 konsantrasyonlarında (1000 ppm, 700 ppm, 550 ppm, 433 ppm) gerçekleşen seyreltme sürecini analiz etmek amacıyla yapılan CFD simülasyonlarına dayanmaktadır. Farklı açıklık konfigürasyonlarına sahip beş farklı senaryo, 1.0 m yükseklikte elde edilen kontur haritaları üzerinden değerlendirilmiştir. Çapraz akışlı (özellikle rüzgar yönüne bakan) senaryoların, CO_2'yi hızlı ve etkin şekilde uzaklaştırdığı görülmektedir. Tek taraflı rüzgar yönlü havalandırma da belirli ölçüde etkili olurken, özellikle tek taraflı alçak basınç (rüzgar arkası) konfigürasyonları, zayıf hava girişi nedeniyle zayıf seyreltme performansı göstermektedir. Tangansiyel girişli tek taraflı havalandırma ise döngüsel hava hareketleri sayesinde CO_2'yi dengeli bir şekilde dağıtarak iç hava kalitesini artırmaktadır. Bu bulgular, sınıf, ofis veya klinik gibi doğal havalandırma uygulamalarında iç hava kalitesini optimize etmeye yönelik tasarım kararları için yol göstericidir.

Şekil 10. Farklı konsantrasyonlarda karbondioksit dağılımı.

3.4 Hava Değişimi (ACH) ve Enerji Tasarrufu Sonuçları

Bu bölümde, farklı doğal havalandırma senaryolarının hava değişim oranları (ACH) ve debi (Q) değerleri, HAD simülasyonları ve deneysel verilerle karşılaştırılmıştır. Çapraz akışlı rüzgar yönlü konfigürasyon en yüksek ACH değerine ulaşarak hedef değeri (5.89 1/h) büyük ölçüde aşmıştır. Teğet akış da güçlü performans göstermiştir. Buna karşılık, tek taraflı ve özellikle yalnızca bir açıklığa sahip rüzgar arkası konfigürasyonları düşük ACH değerleriyle en zayıf sonucu vermiştir. HAD genellikle ACH'yi fazla tahmin etse de, konfigürasyonlar arası göreli performans sıralaması ile uyumludur ve tasarım analizlerinde kullanılabilir.

Doğal ve mekanik havalandırma sistemleri, hava debisi ve enerji kullanımı açısından karşılaştırılmıştır. Tüm doğal havalandırma senaryoları enerji tüketmeden hedef debi gereksinimini fazlasıyla karşılamaktadır. En düşük doğal debi (1396 m^3/h) bile sınıf için gerekli olan 636 m^3/h değerinin üzerindedir. CFD sonuçları genellikle deneysel değerlere kıyasla hava akışını fazla tahmin etmektedir.

Mekanik sistemler ise kontrollü ama daha düşük debiler sunar; 1005–1512 m^3/h aralığında çalışır ve günlük 1.4–1.9 kWh enerji tüketir. En verimli model VHR 11 EC'dir (0.00032 kWh/m^3). Sonuçlar, doğal havalandırmanın enerji açısından çok avantajlı olduğunu göstermektedir. Ancak, CFD verilerinin doğruluğu için deneysel sonuçlarla karşılaştırılması önemlidir.

Model	Havalandırma Türü	Q (m^3/h)	636 m^3/h Gereksinimi Karşılıyor	Günlük Enerji Tüketimi (kWh)	m^3 Başına Enerji Tüketimi (kWh)
Çarpraz Akış Rüzgar Üstü (HAD)	Doğal	101,3	Evet	0	0
Çapraz Akış Teğet (HAD)	Doğal	15,2	Evet	0	0
Tek Taraflı Rüzgar Altı (HAD)	Doğal	10,5	Evet	0	0
Tek Taraflı Rüzgar Üstü (HAD)	Doğal	18,1	Evet	0	0
Tek Taraflı Teğet (HAD)	Doğal	5	Evet	0	0
Tek Taraflı Rüzgar Altı Tek Açıklık (HAD)	Doğal	1,3	Evet	0	0
Çarpraz Akış Rüzgar Üstü (Deneysel)	Doğal	13,0	Evet	0	0
Çapraz Akış Teğet (Deneysel)	Doğal	12,0	Evet	0	0
Tek Taraflı Rüzgar Altı (Deneysel)	Doğal	7,9	Evet	0	0
Tek Taraflı Rüzgar Üstü (Deneysel)	Doğal	8,9	Evet	0	0
Tek Taraflı Teğet (Deneysel)	Doğal	10,3	Evet	0	0
Tek Taraflı Rüzgar Altı Tek Açıklık (Deneysel)	Doğal	2,9	Evet	0	0
VHR 11	Mekanik	1005,0	Evet	2,93125	0,00042
VHR 16	Mekanik	1352,0	Evet	3,15467	0,00033
VHR 11 EC	Mekanik	1057,0	Evet	2,38412	0,00032
VHR 14 EC	Mekanik	1512,0	Evet	3,79260	0,00036

Tablo 4. Mekanik sistem ve doğal havalandırma karşılaştırması.

Bu çalışma, farklı doğal havalandırma stratejilerinin CO_2 seyreltme performansını küçük ölçekli bir modelde deneysel olarak incelemiş ve düşük maliyetli sensörlerin (özellikle MH-Z19C) uygun şekilde kalibre edilmesiyle güvenilir sonuçlar elde edilebileceğini göstermiştir. İki ana deney setinde yapılan testler, çapraz havalandırma senaryolarının (özellikle rüzgar yönlü ve tangansiyel) en yüksek hava değişim oranlarını sağladığını ortaya koymuştur. Tek taraflı tangansiyel açıklık da beklenenden yüksek verim göstermiştir. Sensör gecikmesine rağmen, tasarlanan deney koşulları altında güvenilir ACH değerleri elde edilmiştir. Ayrıca, homojen hava dağılımı ile hızlı seyreltme arasında bir denge kurulması gerektiği vurgulanmış; tangansiyel çapraz akışın bu dengeyi en iyi sağladığı sonucuna varılmıştır. Bulgular, hem deneysel hem sayısal yöntemlerin birlikte kullanılmasının önemini ve mimari-havalandırma tasarımlarında bu verilerin nasıl yol gösterici olabileceğini göstermektedir.

4. GENEL DEĞERLENDİRME

Bu çalışma, farklı doğal havalandırma stratejilerinin CO_2 seyreltme performansını hem deneysel hem de sayısal yöntemlerle değerlendirerek, düşük maliyetli sensörlerin uygun kullanım koşullarında güvenilir sonuçlar verebileceğini göstermiştir. Çapraz akışlı ve tangansiyel yönlü senaryolar, en yüksek hava değişim oranlarını sağlarken; tek açıklıklı rüzgar arkası konfigürasyonlar en düşük performansı göstermiştir. RLZ k-ε türbülans modeli, deneysel verilerle yüksek uyum sağlayarak doğal havalandırma analizlerinde etkili bir araç olduğunu kanıtlamıştır. Doğal havalandırma, enerji tüketimi açısından büyük avantaj sunmakta olup, doğru tasarım ile hem verimli hem de homojen iç hava kalitesi sağlanabilir. Bu bulgular, hem mimari tasarım hem de erken aşama simülasyonlar için güvenilir bir temel oluşturmaktadır.

SEMBOLLER

Sembol	Açıklama
ρ	Akışkan yoğunluğu (kg/m³)
$\vec{\boldsymbol{\theta}}$	Hız vektörü (m/s)
p	Basınç (Pa)
τ	Gerilme tensörü (Pa)
$\vec{g}$	Yerçekimi ivme vektörü (m/s²)
$\vec{F}$	Dış kuvvet vektörü (N)
Y_i	Tür i'nin kütle oranı
$\vec{J}_i$	Tür i'nin difüzyon akısı (kg/m²·s)
R_i	Kimyasal reaksiyonlara bağlı üretim/tüketim hızı (kg/m³·s)
S_i	Ek kaynak terimi (kg/m³·s)
C	Courant sayısı (boyutsuz)
u	Yerel akış hızı (m/s)
Δt	Zaman adımı (s)
Δx	Uzaysal adım/ağ boyutu (m)
Q	Hava değişim debisi (m³/h)
ACH	Saatlik hava değişim oranı (1/h)
C_{max}	Başlangıç CO_2 konsantrasyonu (ppm)
C_{min}	Nihai CO_2 konsantrasyonu (ppm)
C_{out}	Dış ortam CO_2 konsantrasyonu (ppm)
V	Model hacmi (m³)
t	Zaman (h)
V_{bz}	Solunum bölgesi dış hava debisi (m³/h)
R_p	Kişi başı dış hava debisi (m³/h·kişi)
P_z	Kişi sayısı
R_a	Alan başına dış hava debisi (m³/h·m²)
A_z	Zemin alanı (m²)
RMSE	Karekök Ortalama Kare Hatası (ppm)
NRMSE	Normalize RMSE (%)
Q_{real}	Gerçek sistemin hava debisi (m³/h)

TEŞEKKÜR

Bu projenin başarıyla tamamlanmasına katkı sağlayan tüm kişi ve kurumlara en içten teşekkürlerimizi sunarız. Öncelikle, çalışmamız boyunca bizlere yol gösteren, değerli bilgi ve tecrübeleriyle sürekli destek veren danışmanımız Doç. Dr. Ziya Haktan Karadeniz'e en içten teşekkürlerimizi sunarız. Deneysel çalışmalardaki katkıları ve teknik destekleri için Arş. Gör. Ahmetcan Yetiş ve Arş. Gör. Osmancan Denizli'ye, sensör temini ve ölçüm süreçlerindeki destekleri için Osman Korkut ve Tunahan Yalçın'a teşekkür ederiz.

KAYNAKLAR

American Society of Heating, Refrigerating and Air-Conditioning Engineers. (2022). *ASHRAE Standard 62.1-2022: Ventilation for Acceptable Indoor Air Quality*. Atlanta, GA: ASHRAE.

ASTM International. (2020). *ASTM E741-20: Standard Test Method for Determining Air Change in a Single Zone by Means of a Tracer Gas Dilution*. West Conshohocken, PA: ASTM.

Maritz, R., Klopper, J., & Siglé, H. (2005). *CFD analysis of natural ventilation: A comparison between standard k-ε and SST k-ω turbulence models*. Proceedings of the International Conference on Computational Fluid Dynamics, South Africa.

Chang, C. H., Lin, H. Y., & Chuang, H. H. (2005). *Investigation of indoor airflow using RANS turbulence models*. Building and Environment, 40(5), 681–690. https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2004.08.006

Yetiş, A. C., Mantar, Z. N., Sarı, Ş. C., Saraç, F. F., & Karadeniz, Z. H. (2024). *Doğal Havalandırmalı Sınıflarda CO_2 Yayılımının Sayısal ve Deneysel İncelenmesi*. XVI. Uluslararası HVAC&R Teknolojileri Sempozyumu, İstanbul, Türkiye.

MH-Z19C Datasheet. (2022). *MH-Z19C Infrared CO_2 Sensor Technical Manual*. Wuhan: Winsen Electronics Technology Co., Ltd.

YERALTI OTOPARKINDA JET FAN HAVALANDIRMA VE DUMAN DAĞILIMI ÜZERİNE HESAPLAMALI AKIŞKANLAR DİNAMİĞİ ÇALIŞMASI

Betül DEMİRCİ* ve Nureddin DİNLER**
* Başkent Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makina Mühendisliği Bölümü
06790 Etimesgut / Ankara, betulldemircii@gmail.com
* *Gazi Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makina Mühendisliği Bölümü
06570, Maltepe/ANKARA, , ndinler@gazi.edu.tr

Özet: Bu çalışmada, bir jet fan havalandırma sistemi özel olarak bir otopark garajı için tasarlanmış ve etkinliği Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (CFD) simülasyonları kullanılarak analiz edilmiştir. Araştırma iki ana konuya odaklanmıştır: günlük havalandırma ve yangın senaryoları. Günlük operasyon için, farklı araç doluluk oranları altında karbon monoksit konsantrasyon seviyelerini ve hava hızı modellerini incelemek için CFD simülasyonları yürütülmüştür. Bu analizler, değişen trafik yoğunluğunun garajdaki hava dağılımını ve kirletici birikimini nasıl etkilediğini değerlendirmeyi amaçlamıştır. Yangın senaryoları için, çalışma farklı jet fan montaj yüksekliklerinin havalandırma verimliliği üzerindeki etkisini değerlendirmiştir. Sonuçlar, jet fan montaj yüksekliğinin artırılmasının hava akışı dağılımını önemli ölçüde değiştirdiğini ve duman ve gaz tahliyesinin genel etkinliğini etkilediğini göstermiştir. Özellikle, daha yüksek montaj konumlarının karbon monoksit giderimi için daha uzun boşluk sürelerine yol açtığı gözlemlenmiştir; bu da yangın olayları sırasında verimli havalandırma performansı için jet fanların optimum yerleşiminin çok önemli olduğunu göstermektedir.

Anahtar Kelimler: Jet fan, kapalı alan havalandırması, karbon monoksit konsantrasyonu, CFD

COMPUTATIONAL FLUID DYNAMICS STUDY ON JET FAN VENTILATION AND SMOKE MANAGEMENT IN AN UNDERGROUND PARKING GARAGE

Abstract: In this study, a jet fan ventilation system was specifically designed for a parking garage, and its effectiveness was analyzed using Computational Fluid Dynamics (CFD) simulations. The investigation focused on two main aspects: daily ventilation and fire scenarios. For daily operation, CFD simulations were conducted to examine carbon monoxide concentration levels and air velocity patterns under different vehicle occupancy rates. These analyses aimed to assess how varying traffic density affects air distribution and pollutant accumulation within the garage. For fire scenarios, the study evaluated the impact of different jet fan mounting heights on ventilation efficiency. The results demonstrated that increasing the jet fan installation height significantly altered the airflow distribution, affecting the overall effectiveness of smoke and gas extraction. Specifically, it was observed that higher mounting positions led to longer clearance times for carbon monoxide removal, suggesting that optimal placement of jet fans is crucial for efficient ventilation performance during fire incidents.

Keywords: Jet fan, indoor ventilation, carbon monoxide concentration, CFD

GİRİŞ

Kapalı alanlarda meydana gelebilecek yangınlar, sınırlı hava sirkülasyonu ve kısıtlı tahliye imkanları nedeniyle ciddi can ve mal kayıplarına yol açabilmektedir. Bu tür ortamlarda yangın sırasında oluşan yoğun duman, zehirli gazlar ve hızla yükselen sıcaklık, hem yapı güvenliğini hem de müdahale süreçlerini doğrudan etkilemektedir. Günümüzde kentleşmenin hızla artmasıyla birlikte kapalı otopark yapılarının sayısı da önemli ölçüde artmıştır. Bu tür kapalı alanlarda olası bir yangın durumu, yoğun duman oluşumu, zehirli gaz salınımı ve sınırlı tahliye imkanları nedeniyle hem can hem de mal güvenliği açısından ciddi riskler oluşturmaktadır. Özellikle araç kaynaklı yangınlar, hızlı ısıl gelişim ve yoğun duman yayılımı ile karakterize olduğundan, etkin bir yangın güvenliği tasarımı ve kontrol stratejisi gerektirmektedir. Bu çalışma, kapalı bir otoparkda meydana gelebilecek yangın senaryolarının analizi, duman yayılımının değerlendirilmesi ve mevcut havalandırma sistemlerinin performansının incelenmesi amacıyla gerçekleştirilmiştir. Elde edilen bulgular, tasarım kriterlerinin iyileştirilmesine ve acil durum yönetiminin daha etkin bir şekilde planlanmasına katkı sağlamayı hedeflemektedir.

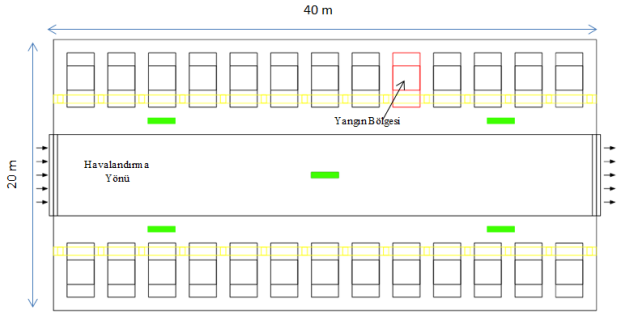
Kapalı otoparklarda çıkan yangınların güvenliğinin sağlanabilmesi için yangının gelişimi, duman yayılımı ve havalandırma sistemlerinin performansının doğru bir şekilde analiz edilmesi gerekmektedir. Bu amaçla gerçekleştirilen sayısal ve deneysel çalışmalar, farklı yangın senaryoları altında duman kontrolü, sıcaklık dağılımı ve tahliye güvenliği gibi kritik parametreleri incelemeye odaklanmaktadır. Long ve arkadaşları (Long *vd*, 2017) bir üniversite yurdu için yaptıkları çalışmada Pyrosim programı ile yangın analizi gerçekleştirmişlerdir. Tüm kapı ve pencerelerin açık olduğu durum ile yangının başladığı odanın penceresinin kapalı olduğu durum karşılaştırılmıştır. Pencereler açıkken en yüksek sıcaklığın yangın odasında görüldüğünü ve yangın katındaki sıcaklık diğer katlara göre daha yüksek olduğu sonucuna varmışlardır. Pencere kapalı olduğunda, yangın odasındaki sıcaklık ve ısı akısı artarken duman tabakası yüksekliğinin düştüğünü görmüşlerdir. Xu ve Peng, 2 katlı bir binada yangın güvenliği detaylı şekilde incelemiş, yangın türleri ve tehlike kaynakları analiz etmişlerdir. Simülasyon sonuçları, bazı merdiven ve çıkışların duman nedeniyle kısa sürede kullanılamaz hale geldiğini, bu durumunda yangının tahliye süresini 21 saniye uzattığını göstermiştir (Xu and Peng, 2020). Yer altı otoparkında havalandırma çıkışının yangın yayılımına olan etkisini incelemek amacıyla, Guz ve arkadaşları PyroSim programını kullanarak simülasyonlarını gerçekleştirmişlerdir. Havalandırma ünitesi (AHU) çalışırken sıcaklık ve duman yoğunluğu 2–3 kat artmış, 60°C eşiğine 4 dakikadan kısa sürede ulaşılmıştır. Havalandırma ünitesinin (AHU) yangını olumsuz etkilediği görülmüştür (Guz vd, 2021). Brzezinska ve Markowski, bir aracın LPG sisteminden sızan gazın otoparkta oluşturabileceği tehlikeleri incelemek amacıyla tam ölçekli testler gerçekleştirmişlerdir ve LPG yayılımını gözlemlemiştirler. Elde edilen verilerle FDS tabanlı bir CFD modeli oluşturmuşlardır ve LPG'nin yayılımı ile farklı havalandırma sistemlerinin etkinliği karşılaştırmışlardır (Brzezinska ve Markowski, 2016). Alianto ve arkadaşları, 60m×30m×3m boyutlarında ve üç katlı bir bodrum modeli FDS ile incelenmiştir. Bodrumda duman tahliye bacaları ve mekanik egzoz ile taze hava fanları kullanılmıştır. Yangın olarak 2 MW'lık kontrollü bir sıvı havuzu yangını seçilmiştir. Yangının konumu, sprinkler, duman tahliye sistemi, hava girişi açıklıkları ve jet fan kullanımı gibi parametreler değiştirilmiştir. Jet fan ve kanal kombinasyonu en hızlı duman tahliyesini sağladığı görülmüştür(Alianto *vd*, 2017). Kmecová ve arkadaşları 2019 yılında yaptıları çalışmada, yer altı otoparkı için jet fanlı yangın havalandırma sistemlerini hesaplamalı akışkanlar mekaniği yöntemi kullanarak analiz etmişlerdir. Egzoz bacalarının konumu ve hava değişim oranı incelenmiş, tek tarafta toplanan ve daha yüksek hava değişimi sağlayan sistemin duman tahliyesinde daha etkili olduğu görülmüştür. Sonuç olarak, havalandırma elemanlarının doğru yerleştirilmesi yangın anında verimlilik için kritik önemdedir (Kmecová *vd*, 2019). Mevcut bir yer altı otoparkında yangın durumunda jet fanlı havalandırma sisteminin güvenli tahliyeyi sağlama kapasitesi, HAD ile analizi 9 farklı senaryoyla Barsim ve arkadaşları tarafından incelenmiştir. Park halindeki araçlar, egzoz debisi, jet fan sayısı ve yangın yeri gibi parametrelerin sistem performansına etkisi değerlendirilmiş ve performansa dayalı tasarım için önemli veriler sunulmuştur (Barsim *vd*, 2020) . Burlacu vd., mevcut bir yer altı otoparkı için FDS yazılımı kullanılarak yangın simülasyonuna dayalı kapsamlı bir yangın riski değerlendirmesi yapılmışlardı. Modelde yapı geometrisi, havalandırma, algılama ve söndürme sistemleri gibi birçok parametre dikkate alınmıştır. Sonuçlar; sprinkler tepkime süresi, sıcaklık dağılımı, duman hareketi ve yangın gelişimi gibi verilerle değerlendirilmiş, yangın güvenliği mühendisliği esaslarına dayalı genel bir risk analizi sunulmuştur (Burlacu *vd*, 2018).

Problem Tanımı

Bu çalışmada, 20 metre genişliğe ve 40 metre uzunluğa sahip, dikdörtgen planlı bir yer altı otoparkında meydana gelebilecek olası bir yangın senaryosu analiz edilmiştir (Şekil 1). Otopark yapısının kapalı ve sınırlı hacme sahip olması, yangın anında oluşabilecek dumanın tahliyesi açısından önemli bir mühendislik problemi teşkil etmektedir. Yangın yükü, zemin alanı başına 500 kW/m² olarak belirlenmiştir. Bu değer, otoparkta yoğun araç bulunması ve araç başına düşen potansiyel ısı yayılımı göz önüne alınarak seçilmiştir.
Yangın esnasında dumanın yönlendirilmesi ve tahliyesi amacıyla 5 adet jet fanın devreye girdiği kabul edilmiştir. Her bir jet fanın nominal hava debisi 1,7 m³/s olarak alınmış ve fanların toplam hava taşıma kapasitesi 8,5 m³/s olarak hesaplanmıştır. Fanların konumlandırılması, duman tabakasının sürüklenerek tahliye edilmesini ve

görüş mesafesinin korunmasını hedefleyecek şekilde tasarlanmıştır.

Bu senaryoda, yangın gelişimi ve duman yayılımı, hem güvenlik açısından tehlike arz eden kritik parametrelerin belirlenmesi hem de fanların etkinliğinin değerlendirilmesi açısından analiz edilmiştir. Analizler, yangınla mücadelede havalandırma sistemlerinin performansını iyileştirmeye yönelik adaptif kontrol stratejilerine temel oluşturacak şekilde yürütülmüştür.



Şekil 1. Problem geometresi

Matematiksel Modelleme

Yangın analizlerinde doğru duman ve ısı yayılım modellemesi, özellikle jet fanlarla desteklenen sürüklemeli tahliye sistemlerinde kritik önem taşımaktadır. Bu çalışmada, güvenilir sonuçlar elde edilebilmek için Very Large Eddy Simulation (LES) türbülans modeli kullanılmıştır. VLES, büyük türbülans yapılarını doğrudan çözdüğü için yangın sırasında oluşan sıcak hava sütunları (plumes) ve duman cepleri gibi yapıları detaylı şekilde gösterir. Dumanın hareketi, tavan boyunca yayılımı ve yön değiştirmesi, fan etkisi altında davranışı çok önemlidir. PyroSim'de VLES ile bu duman hareketleri gerçek zamanlı ve dinamik olarak çözülebilir. Bu da tahliye yollarının ne kadar süre güvenli kaldığını, görüş mesafesi sınırlarını, CO veya zehirli gaz birikimini doğru şekilde tahmin etmeyi sağlar.

Süreklilik denklemi

$$\partial\rho/\partial t + \nabla\cdot(\rho\, u) = 0 \quad (1)$$

Momentum denklemi

$$\partial(\rho\, u)/\partial t + \nabla\cdot(\rho\, u\, u) = -\nabla p + \nabla\cdot\tau + \rho\, g \quad (2)$$

Enerji Denklemi

$$\partial(\rho\, h)/\partial t + \nabla\cdot(\rho\, u\, h) = \nabla\cdot(k\,\nabla T) + S_h \quad (3)$$

Türbülans Denkemi

$$\nu_t = (C_s\,\Delta)^2 \cdot |S| \quad (4)$$

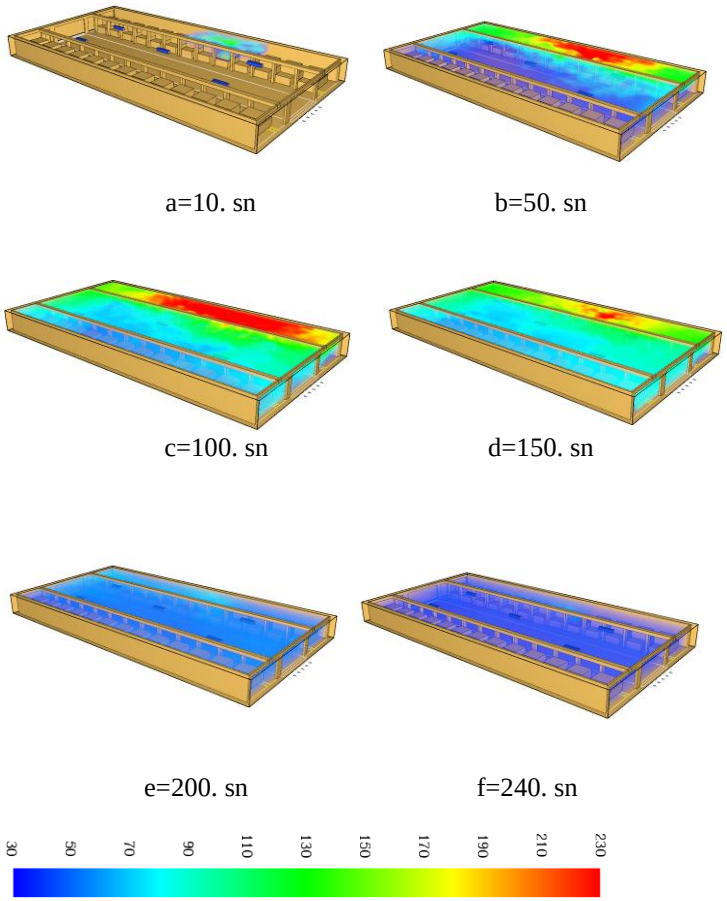
Tür Denklemleri

$$\partial(\rho\, Y_i)/\partial t + \nabla\cdot(\rho\, u\, Y_i) = \nabla\cdot(D_i\,\nabla Y_i) + R_i \quad (5)$$

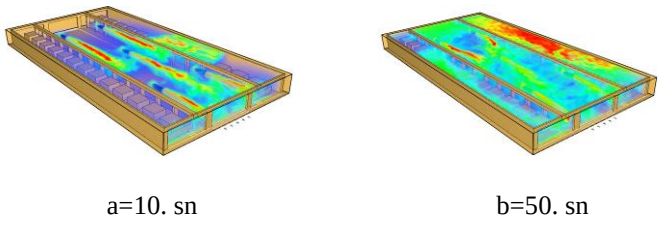
Sayısal Bulgular

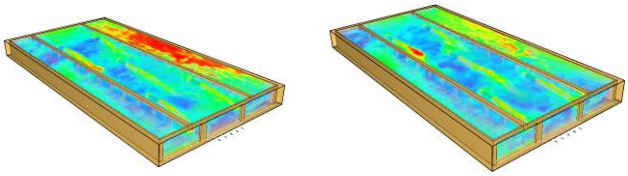
Bu çalışmada, 40 m uzunluğa ve 20 m genişliğe sahip bir tünelde gelişen yangın senaryosunun etkileri analiz edilmiştir. Havalandırma amacıyla kullanılan beş jet fan, tünel kesiti boyunca yerden sırasıyla 2,2 m, 2,3 m ve 2,4 m yüksekliğe denk gelen noktalara monte edilmiştir. Çalışma kapsamında yapılan sayısal analizler zamana bağlı (transient) gerçekleştirilmiş ve simülasyon süresi 240 saniye olarak tanımlanmıştır.

Jet fanların yerden 2.2 m yükseklikte konumlandırıldığı senaryoların sonuçları:

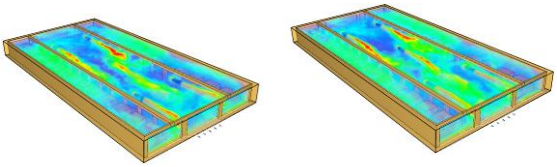


Şekil 2. Jet fanların yerden 2.2 m yükseklikte konumlandırıldığı senaryolarda sıcaklık dağılımı

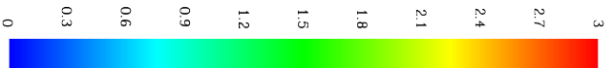




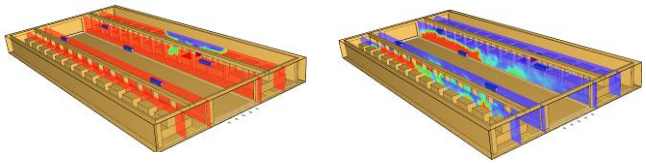
c=100. sn d=150. sn



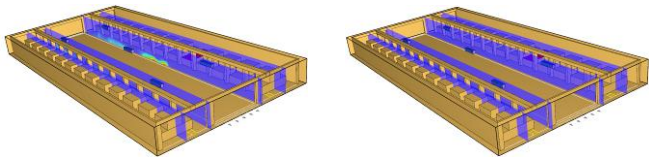
e=200. sn f=240. sn



Şekil 3. Jet fanların yerden 2.2 m yükseklikte konumlandırıldığı senaryolarda hız dağılımı



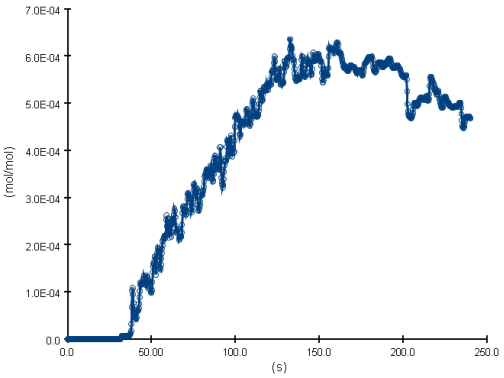
a=10. sn b=50. sn



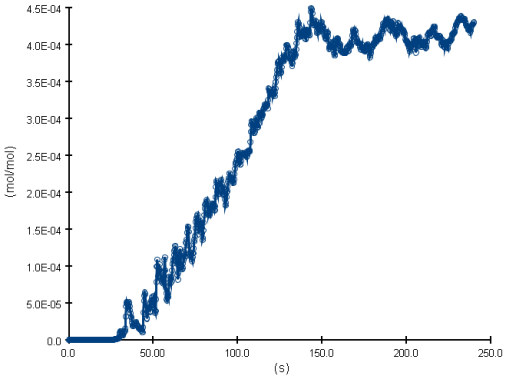
c=100. sn d=150. sn



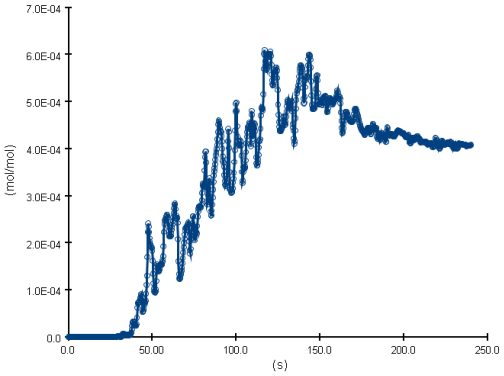
Şekil 4. Jet fanların yerden 2.2 m yükseklikte konumlandırıldığı senaryolarda görünürlük dağılımı



Şekil 4. Otopark girişinde zamana bağlı CO değişimi

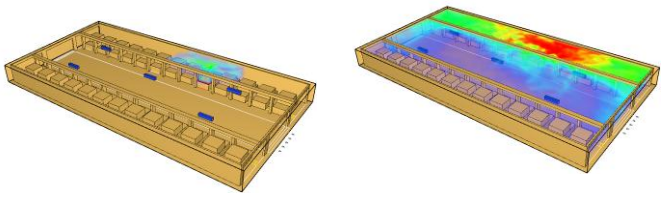


Şekil 5. Otopark merkezinde zamana bağlı CO değişimi

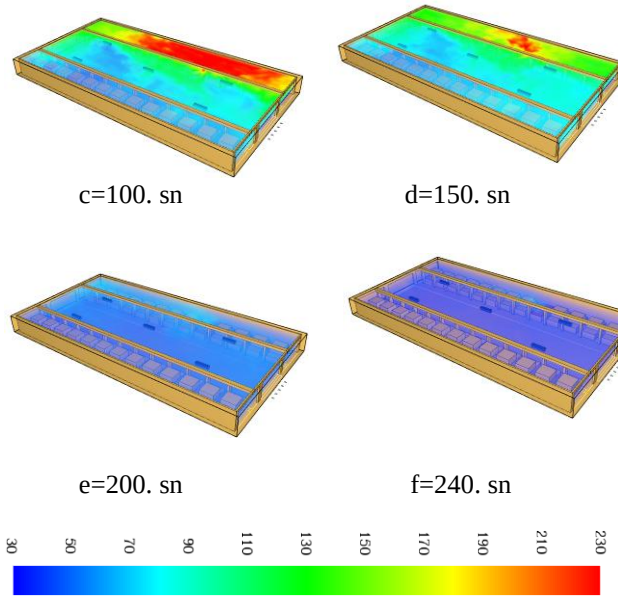


Şekil 6. Otopark çıkışında zamana bağlı CO değişimi

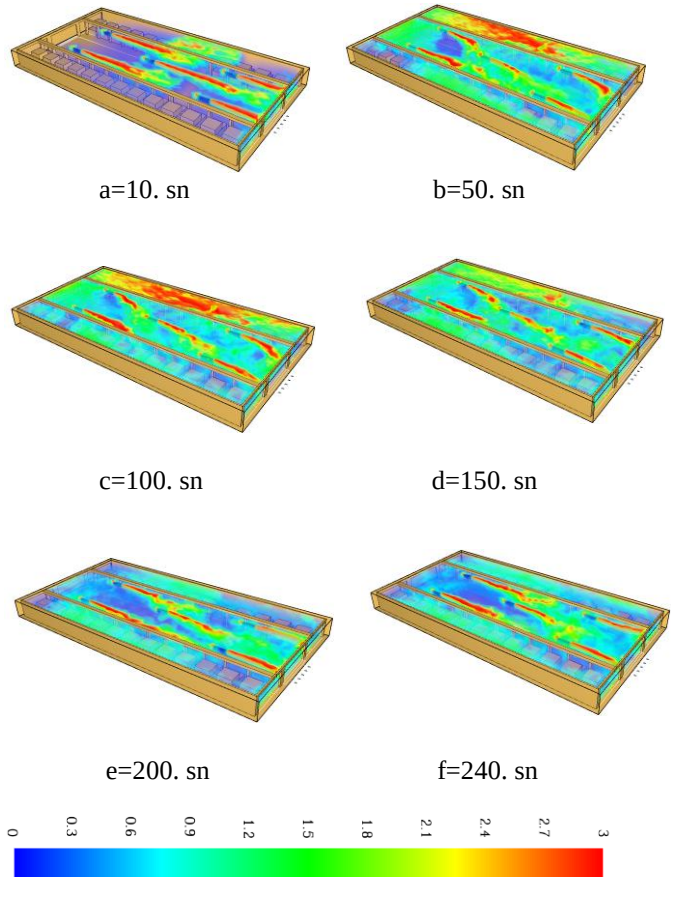
Jet fanların yerden 2.3 m yükseklikte konumlandırıldığı senaryoların sonuçları:



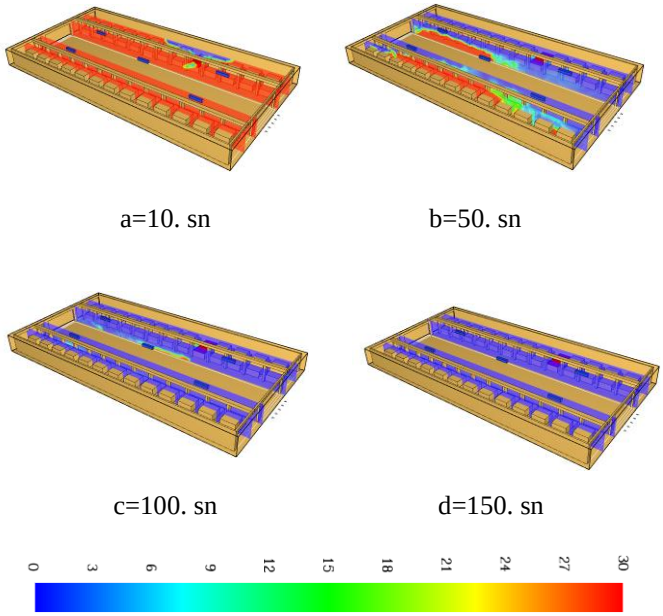
a=10. sn b=50. sn



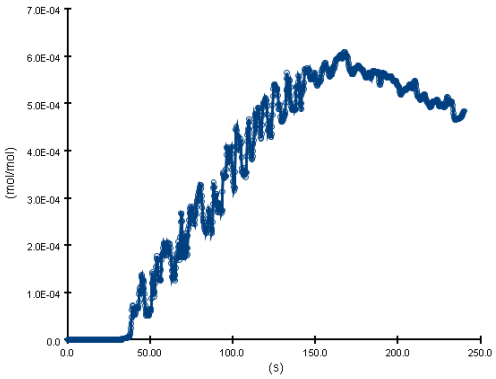
Şekil 7. Jet fanların yerden 2.3 m yükseklikte konumlandırıldığı senaryolarda sıcaklık dağılımı



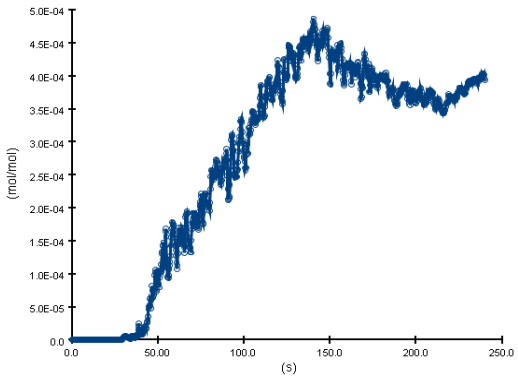
Şekil 8. Jet fanların yerden 2.3 m yükseklikte konumlandırıldığı senaryolarda hız dağılımı



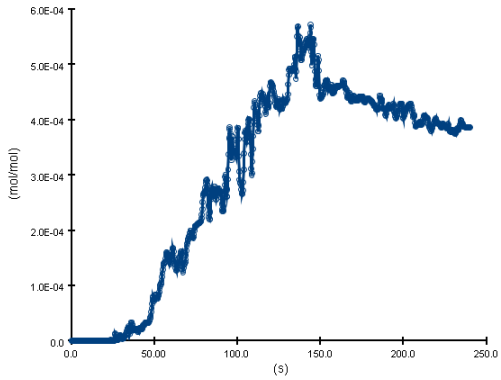
Şekil 9. Jet fanların yerden 2.3 m yükseklikte konumlandırıldığı senaryolarda görünürlük dağılımı



Şekil 10. Otopark girişinde zamana bağlı CO değişimi

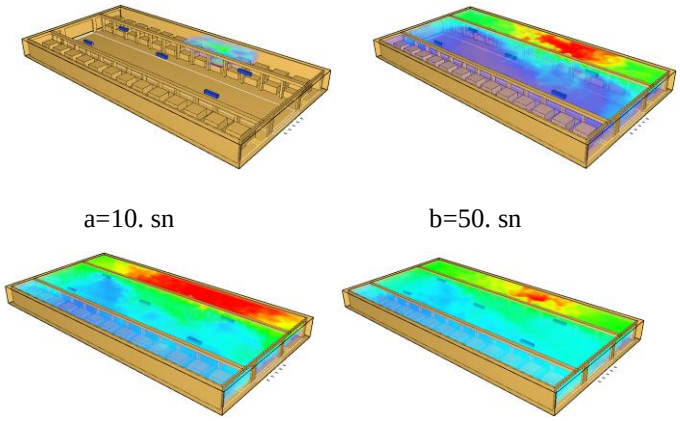


Şekil 11. Otopark merkezinde zamana bağlı CO değişimi



Şekil 12. Otopark çıkışında zamana bağlı CO değişimi

Jet fanların yerden 2.4 m yükseklikte konumlandırıldığı senaryoların sonuçları:



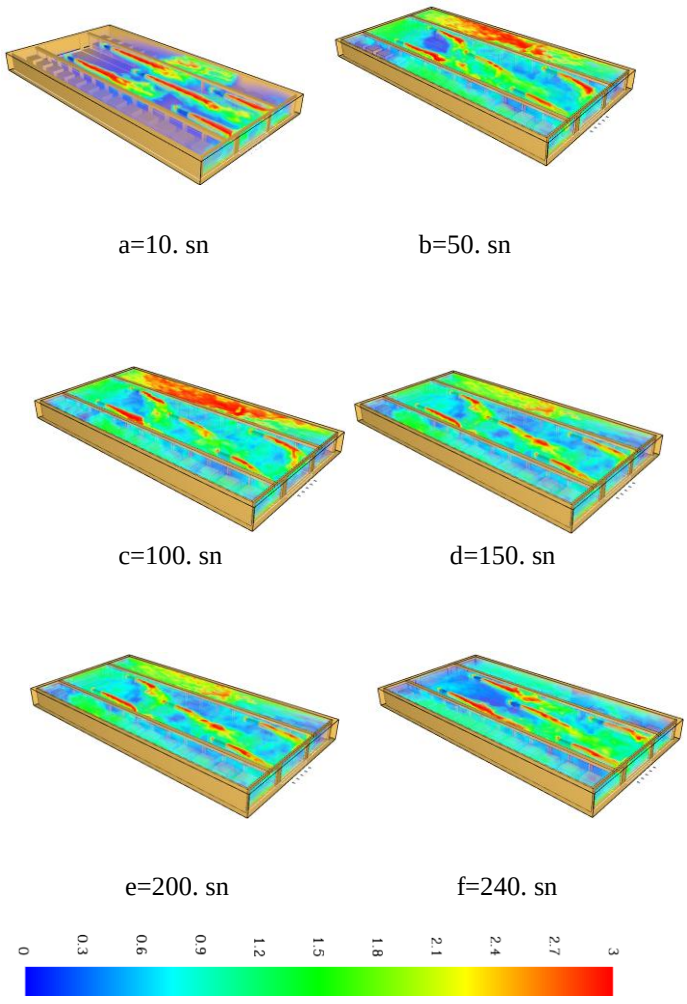
a=10. sn b=50. sn

c=100. sn d=150. sn

e=200. sn f=240. sn



Şekil 12. Jet fanların yerden 2.4 m yükseklikte konumlandırıldığı senaryolarda sıcaklık dağılımı

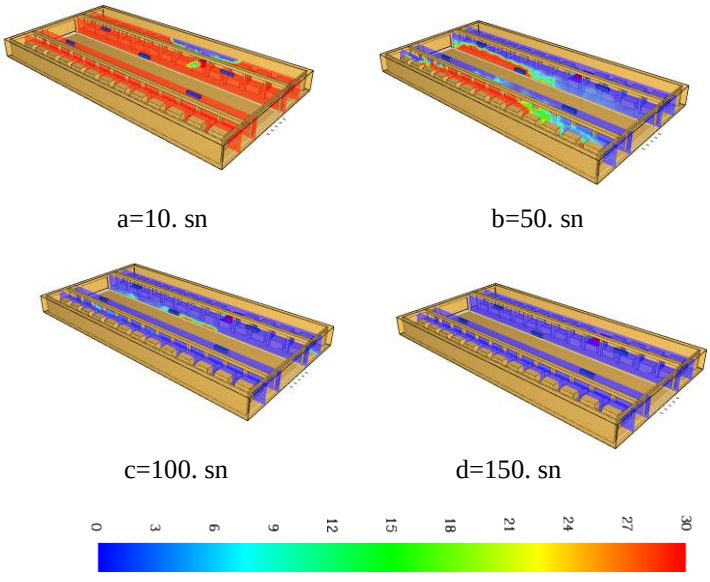


a=10. sn b=50. sn

c=100. sn d=150. sn

e=200. sn f=240. sn

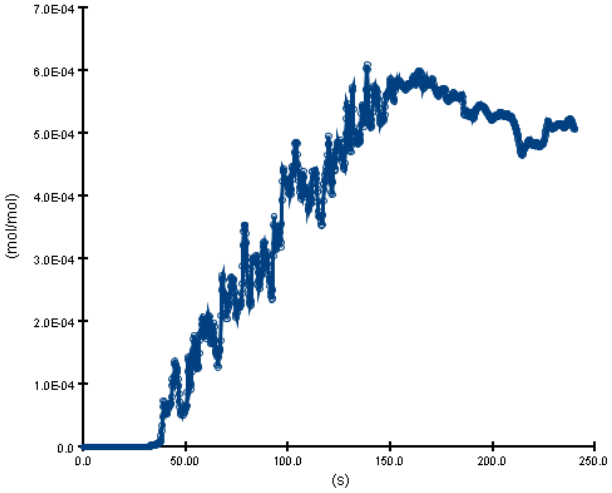
Şekil 13. Jet fanların yerden 2.4 m yükseklikte konumlandırıldığı senaryolarda hız dağılımı



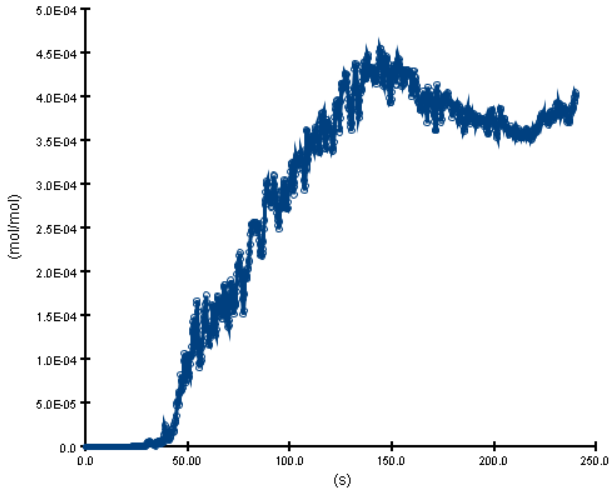
a=10. sn b=50. sn

c=100. sn d=150. sn

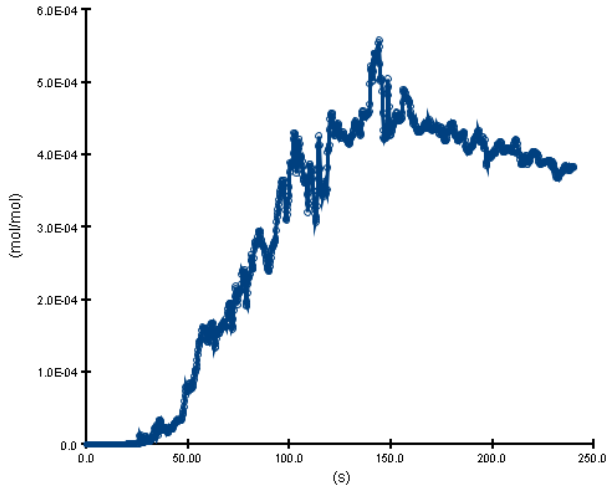
Şekil 14. Jet fanların yerden 2.4 m yükseklikte konumlandırıldığı senaryolarda görünürlük dağılımı



Şekil 15. Otopark girişinde zamana bağlı CO değişimi



Şekil 16. Otopark merkezinde zamana bağlı CO değişimi



Şekil 17. Otopark çıkışında zamana bağlı CO değişimi

Bu çalışmada farklı jet fan yüksekliklerinin yangın anında duman ve sıcaklık dağılımına, hava hızına, görüş mesafesine ve karbon monoksit (CO) birikimine olan etkileri detaylı şekilde analiz edilmiştir. Şekillerden elde edilen veriler, her bir fan yerleşim senaryosu için zaman içinde oluşan termal ve gaz dinamik davranışları görselleştirilmiştir.

Şekil 2, Şekil 7 ve Şekil 12'de sıcaklık dağılımları gösterilmektedir. Jet fanların yerden sırasıyla 2.2 m, 2.3 m ve 2.4 m'ye monte edildiği senaryolarda sıcaklığın zamanla nasıl değiştiği gözlemlenmiştir. Şekil 2'de 2.2 m yükseklik için sıcaklık, özellikle yangın bölgesine yakın alanlarda belirgin şekilde artmış ve zaman ilerledikçe tavan boyunca yayılmıştır. Şekil 7'de (2.3 m yüksekliğinde) bu yayılım biraz daha homojen bir hal almış, tavan altındaki duman tabakasının daha simetrik dağıldığı görülmektedir. Şekil 12'de (2.4 m yükseklik) ise sıcaklık dağılımının daha geç yayıldığı, bu da fanın yüksekten hava üflemesinin dumanın tavan altında kalmasını geciktirdiği anlamına gelmektedir. Yani, fan yüksekliği arttıkça sıcak hava tavan altına daha yavaş ulaşmaktadır.

Şekil 3, Şekil 8 ve Şekil 13 ise hız dağılımlarını göstermektedir. Şekil 3'te (2.2 m) hava akışı belirgin şekilde yüzeye yakın kalmakta ve yönlendirme etkisi yüksek gözlemlenmiştir. Şekil 8'de (2.3 m) hava akımı daha geniş alana yayılmakta ve yüksekten gelen jet etkisi zemine ulaşırken sönümlenmektedir. Şekil 13'te ise (2.4 m) hız değerleri düşmüş, özellikle tünel zemini seviyesinde hava akımının zayıfladığı anlaşılmaktadır. Bu durum, daha yüksek fan yerleşimlerinin dumanı tahliye etmede daha az etkili olabileceğini düşündürmektedir.

Şekil 4, Şekil 9 ve Şekil 14 görünürlük (visibility) dağılımlarını sunmaktadır. Görünürlük, yangın anında tahliye güvenliği açısından kritik bir parametredir. Şekil 4'te (2.2 m) yangının ilk 100 saniyesinde görüş mesafesi hızla düşmektedir. Jet fanların alçakta olması nedeniyle duman zemine daha yakın taşınmakta ve bu da görüşü olumsuz etkileyebilmektedir. Şekil 9'da (2.3 m) ise dumanın biraz daha tavan seviyesinde kaldığı ve görüşün daha uzun süre korunabildiği fark edilmektedir. Şekil 14'te (2.4 m) ise görünürlük ilk başta daha iyi olsa da zaman ilerledikçe CO birikimi ve sıcak dumanın daha yaygın hale gelmesiyle düşüş görülmüştür.

Son olarak Şekil 5, 6, 10, 11, 15, 16 ve 17 CO değişimini göstermektedir. Şekil 5-6-7'de (2.2 m), CO seviyesi yangın merkezinde ve çıkışa doğru hızla yükselmekte; bu da fanların yetersiz kalabildiğini gösterir. Şekil 10-11-12'de (2.3 m) daha dengeli bir tahliye gerçekleşmiş, CO birikimi daha düşük kalmıştır. Şekil 15-16-17'de ise (2.4 m) tahliye gecikmekte ve özellikle çıkış bölgesinde biriken CO miktarı diğer senaryolara göre daha fazladır.

Bu da, fanların yüksek konumlandırıldığında dumanı etkin şekilde yönlendiremediğini ortaya koymaktadır.

SONUÇ

Bu çalışma kapsamında, yer altı otoparklarında jet fan havalandırma sistemlerinin yangın senaryoları altındaki performansı sayısal modellemeler yardımıyla detaylı şekilde analiz edilmiştir. Farklı montaj yüksekliklerine sahip jet fanların sıcaklık, hava hızı, görünürlük ve karbon monoksit (CO) konsantrasyonu üzerindeki etkileri değerlendirilmiştir. Yangın anında duman tahliyesi ve hava akışının yönlendirilmesi gibi kritik mühendislik problemleri için hesaplamalı akışkanlar dinamiği (CFD) yöntemlerinin etkin bir analiz aracı olduğu gösterilmiştir.

Elde edilen bulgular, jet fan montaj yüksekliğinin havalandırma performansı üzerinde belirleyici bir faktör olduğunu ortaya koymuştur. Jet fanların daha düşük yüksekliklerde (örneğin 2.2 m) konumlandırıldığı senaryolarda, sıcak hava ve duman tavan boyunca daha hızlı yayılmış, ancak zemine yakın hava akımları daha güçlü olmuştur. Bu durum, dumanın hızlı tahliyesine katkı sağlarken, görüş mesafesinin kısa sürede bozulmasına neden olmuştur.

Jet fanların 2.3 m yüksekliğe monte edildiği senaryoda ise, hava akımının daha dengeli dağıldığı, CO birikiminin daha az olduğu ve tahliye performansının daha etkin gerçekleştiği gözlemlenmiştir. Görünürlük süresinin daha uzun korunması ve hava akımının homojenliği, bu yükseklik seviyesinin optimum fan yerleşimi için uygun olabileceğini göstermektedir. Bu bulgular, yangın anında hem tahliye güvenliğinin hem de müdahale kabiliyetinin artırılması açısından oldukça değerlidir.

Buna karşılık, jet fanların 2.4 m gibi daha yüksek konumlara yerleştirildiği senaryolarda duman tabakasının tavan seviyesinde daha uzun süre tutulduğu, ancak zemine yakın bölgelerde hava sirkülasyonunun zayıfladığı belirlenmiştir. Bu durum, özellikle CO gazının daha fazla birikmesine ve çıkış noktalarında tahliyenin gecikmesine neden olmuştur. Bu sonuç, fan yüksekliğinin artmasının her zaman pozitif bir etki yaratmayabileceğini, sistem verimliliği için dengeli bir konumlandırmanın şart olduğunu vurgulamaktadır.

Sonuç olarak, jet fanlı havalandırma sistemlerinin yangın güvenliği açısından etkili çalışabilmesi için sadece fan kapasitesi değil, aynı zamanda montaj yüksekliği ve konumlandırma stratejileri de dikkate alınmalıdır. Bu çalışma, mühendislik uygulamaları ve havalandırma sistemi tasarımı açısından önemli bir referans sunmakta; yer altı otoparklarının yangın güvenliği açısından daha etkin hale getirilmesine katkı sağlamaktadır.

SEMBOLLER

ρ	Yoğunluk [kg/m^3]
u	Hız vektörü [m/s]
P	Basınç [Pascal]
τ	Gerilme tensörü [N/m^2]
g	Yerçekimi ivmesi vektörü [m/s^2]
h	Entalpi [J/kg]
T	Sıcaklık [K]
k	Isı iletim katsayısı [W/mK]
S_h	Isı kaynağı terimi [W/m^3]
ν_t	Türbülanslı vizkosite [m^2/s]
C_s	Smagorinsky sabiti (empirik, genelde ≈ 0.1-0.2)
S	Gerinim hızı tensörü büyüklüğü [1/s]
Y_i	i. tür bileşenin kütlece oranı
D_i	Tür difüzyon katsayısı
R_i	Kimyasal reaksiyon kaynak terimi

KAYNAKLAR

Long X., Zhang X. and Lou B., 2017, Numerical simulation of dormitory building fire and personnel escape based on Pyrosim and Pathfinder, *Journal of the Chinese Institute of Engineers*, 40:3, 257-266.

Xu M. and Peng D., PyroSim-Based Numerical Simulation of Fire Safety and Evacuation Behaviour of College Buildings, 2020, *International Journal of Safety and Security Engineering*, 10, 293-299.

Guz L. , Grzesik M. and Guz E., Simulation of flames and smoke spreading in an underground garage under different ventilation conditions, 2021, *Journal of Physics: Conference Series.*

Brzezinska D. and Markowski A., Experimental investigation and CFD modelling of the internal car park environment in case of accidental LPG release, *Process Safety and Environmental Protection*, 116, 90-924.

Alianto B., Astari N., Nareshwara D. and Nugroho S. Modeling Of Smoke Control In Underground Parking-Garage Fires, 2017, *International Journal of Technology* 7: 1296-1305.

Kmecová M., Krajčík M. and Straková Z., Designing Jet Fan Ventilation for an Underground Car Park by CFD Simulations, 2019, *Periodica Polytechnica Mechanical Engineering*, 63, 39–43.

Barsim M., Sherif M., Bassily A., El-Batsh M. and Rihan Y. A., Performance of impulse ventilation system in an underground car park fire: Case study, 2020, *Journal of Building Engineering*, 1-13.

Burlacu D., Anghel I. and Popa C., Fire Safety Evaluation Of An Underground Car Park Using Numerical Simulation, 2018, Mathematical Modelling in Civil Engineering, 14, 1-12.

IMPACT OF THERMAL CONTACT RESISTANCE IN A LAPTOP

Cemil Koyunoğlu*, Fikret Yüksel*
*Energy Systems Enginering Department, Engineering Faculty, Cinarcik Road 5th km, Central Campus, 77200, Yalova, cemil.koyunoglu@yalova.edu.tr

Özet: Bu çalışmada, bir dizüstü bilgisayarda kararlı durum (steady-state) termal analiz gerçekleştirilmiştir. Modelleme sürecinde, CPU ve bataryadan yayılan iç ısı üretimi, malzeme iletkenlikleri ve yüzey konveksiyonu dikkate alınmıştır. İlk aşamada, bileşenler arasında mükemmel termal temas olduğu varsayılmış ve temas direnci göz ardı edilmiştir. İkinci aşamada ise ara yüzeylere küçük bir temas direnci atanarak sıcaklık dağılımı yeniden değerlendirilmiştir. Simülasyon sonuçlarına göre, mükemmel temas durumunda CPU sıcaklığı 71°C, dış yüzey sıcaklığı ise 66°C olarak ölçülmüştür. Temas direncinin eklenmesiyle CPU sıcaklığı belirgin şekilde artmıştır. Ayrıca, dış ortamla taşınımla kaybedilen enerji akı oranı 54.945 W olarak hesaplanmıştır. Elde edilen bulgular, elektronik sistemlerde termal temas kalitesinin sıcaklık yönetimi üzerindeki etkisini açıkça göstermektedir.
Anahtar Kelimler: Dizüstü bilgisayar, kararlı durum analizi, termal temas direnci, konveksiyon, sıcaklık dağılımı.

Abstract: A steady-state thermal analysis was conducted to investigate the temperature distribution in a laptop under working conditions. The modeling considered internal heat generation from the CPU and battery, material-dependent conductivities, and surface convection. Initially, perfect thermal contact between components was assumed, neglecting interface resistance. In a second analysis, a small thermal contact resistance was introduced. Results indicated that perfect contact conditions resulted in a 71°C CPU temperature, and a 66°C enclosure surface temperature. Under imperfect contact, the CPU temperature increased tremendously. The total heat dissipated to the environment by convection was calculated to be 54.945 W. The results demonstrate the significance of thermal contact quality in thermal management of electronic systems.
Keywords: Laptop, steady-state analysis, thermal contact resistance, convection, temperature distribution.

1. INTRODUCTION

Given the continuous growth of performance and power density of laptop processors and battery packs, managing heat becomes an increasingly important design consideration. High heat fluxes from the CPU and battery can quickly increase internal temperatures damaging reliability, cause thermal throttling, and impact user comfort [1, 2]. It is important to note that the air-cooling scheme utilizing heat spreaders, heat pipes, and small blown-air channels, is subjected to substantial internal heat loads and heavy chassis weight and volume considerations, which complicate thermal management. Even minor imperfections in thermal interfaces can lead to hotspots and deterioration of performance.

The quality of thermal contact between components includes the CPU heat spreader, heat-pipe baseplate and chassis enclosure, is a main consideration in the effectiveness of the entire heat-sink system. While many numerical studies assume ideal (perfect) thermal contact, real-world assemblies invariably exhibit finite interface resistances due to surface roughness, micro-air gaps, and imperfect mounting pressure (Smith vd., 2016). Quantifying the impact of such contact resistance on steady-state temperature distribution is therefore essential for robust design [3].

In this work, we perform a two-stage steady-state thermal simulation of a representative laptop assembly using ANSYS Fluent: first assuming perfect thermal contact, then introducing a small, realistic interface resistance. We model internal heat generation from both the CPU and battery, assign temperature-dependent material conductivities, and apply convective boundary conditions on all external surfaces. By comparing the resulting component and enclosure temperatures—as well as total convective heat loss—we demonstrate how even modest contact resistance can markedly elevate hotspot temperatures, underscoring the necessity of accurate interface modeling in electronic thermal management [4].

2. MATERIALS AND METHODS

2.1 Geometry and Mesh

We modeled a simplified laptop cross-section comprising three primary solids:

CPU heat spreader (Al 6061 block, 30 × 30 × 2 mm)
Baseplate for heat pipes (Cu block, 50 × 50 × 3 mm)
Chassis enclosure panel (200 x 150 x 1.5 mm, Al alloy)
The CPU die was represented by a 10 × 10 × 1 mm heat-generation region embedded centrally in the spreader. A structured hexahedral mesh with local refinement at solid–solid interfaces and in the vicinity of the CPU region resulted in 1.2 million cells. Grid-independence was confirmed when peak CPU-spread temperatures varied by < 0.5 % between 1.0 million and 1.2 million cells.

2.2 Material Properties and Heat Generation

Temperature-dependent thermal conductivities were assigned:
Al 6061: k = 167 – 155 W/m·K over 20–100 °C
Cu: k = 400 – 380 W/m·K over 20–100 °C
Al chassis: k = 205 – 195 W/m·K

Specific heats and densities were set constant (cp, 900 J/kg·K, 2700 kg/m³ for Al; cp, 385 J/kg·K, 8960 kg/m³ for Cu). The CPU region imposed a uniform volumetric heat source of 100 W/cm³ (total 65 W), and the battery block (modeled as a 100 × 50 × 5 mm Al plate adjacent to chassis) added a 10 W input.

2.3 Thermal Contact Resistance

Two contact scenarios were simulated:
1. Perfect Contact: Zero thermal resistance at all solid–solid interfaces.
2. Realistic Interface: A uniform contact resistance of 5 × 10^{-5} m²·K/W applied at both heat-spreader–baseplate and baseplate–chassis interfaces to represent micro-gaps and TIM imperfections.

2.4 Boundary Conditions and Solver Settings

External surfaces: Convective cooling to ambient air (h = 15 W/m²·K, T∞ = 25 °C).
Symmetry: All lateral faces treated as adiabatic symmetry planes.

ANSYS Fluent 2022 R1 solved the steady-state energy equation in conductive solids with the following settings:

Discretization: Second-order upwind for conduction terms.
Convergence: Residuals < 10^{-6} for energy.

No turbulence modeling was required, as the domain is purely solid with external convection handled via a film-coefficient boundary.

2.5 Post-Processing

Surface and internal temperature fields were extracted along the CPU-spread interface and chassis outer panel. Key metrics included:

Peak CPU-die temperature
Temperature drop across each interface
Total heat rejected via convection

Comparisons between the two contact scenarios quantified the effect of interface resistance on hotspot mitigation and overall thermal performance.

This dual-panel graphical representation highlights two key outcomes influenced by hydrogen enrichment: NO_x formation (left) and peak heat release rate (HRR) (right). As evident from the left plot, the estimated NO_x emissions show a clear upward trajectory with increased hydrogen content. The baseline Case 1-1 (0% H_2) was normalized to unity, while subsequent cases demonstrate approximately 30% and 60% increases for 10% and 20% hydrogen additions, respectively. This correlates with elevated flame temperatures that accompany H_2-rich mixtures and accelerate thermal NO pathways.

On the right, the volumetric HRR exhibits a similarly increasing trend. Case 1-1 exhibits a peak value of 2.5×10^6 W/m³, which rises to 3.1×10^6 W/m³ in Case 3-1. The aforementioned improvements are largely a result of hydrogen's high specific enthalpy and diffusivity and increase in reaction kinetics and decrease in flame front thickness, which result in more concentrated heat release. The results all indicate a more energetic combustion regime with more hydrogen, although with an increase in NO_x formation, necessitating trade-off consideration in burner design.
The laptop assembly used in this study (Figure 1) includes key electronic modules such as the CPU, battery pack, PCB, DVD drive, card reader, and hard disk. The material assignments—ABS plastic, aluminum, lithium, silicon, and PCB—are detailed in Figure 2. Thermal boundary conditions, including internal volumetric heat generation rates for each component (3 × 10^{-4} to 9 × 10^{-3} W/mm³) and an external film-convection coefficient of 1 × 10^{-5} W/mm²·°C on the enclosure surfaces, are defined in Figure 3. This configuration ensures a one-to-one correspondence between the experimental setup and the CFD model in terms of both geometry and thermal loading.

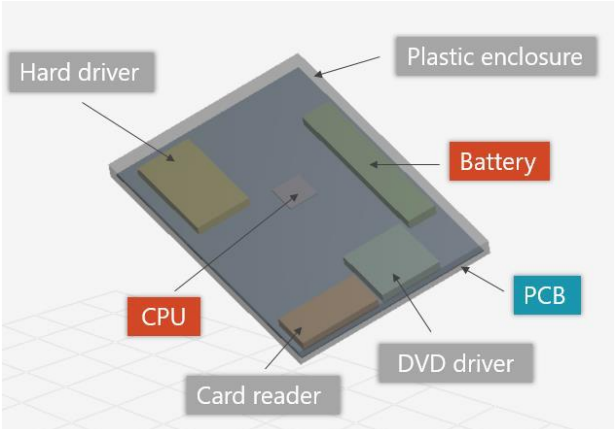


Figure 1. Laptop geometry

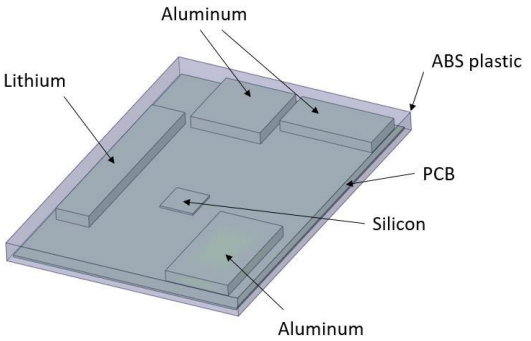


Figure 2. Material assignment to the geometry

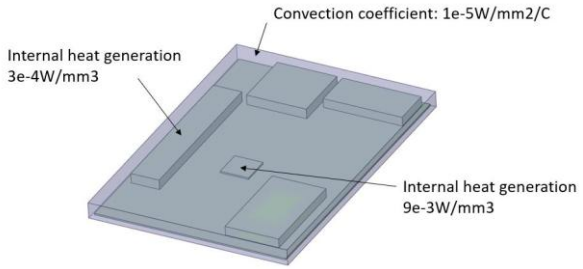


Figure 3. Magnitudes of the boundary conditions

In the present study, all solid components and the printed-circuit board (PCB) were modeled as homogeneous materials with temperature-dependent or anisotropic thermal conductivities as summarized in Table 1. The enclosure is made from injection-molded ABS plastic (k = 0.000258 W/°C/mm), while the heat-spreader and structural brackets are aluminum (k = 0.2375 W/°C/mm). The battery cell is made up of lithium metal (k = 0.084 W/°C/mm), and the central die block is silicon, which has decreasing conductivity from 0.148 W/°C/mm at 26.85 °C to 0.0762 W/°C/mm at 226.85 °C. The PCB is treated as an orthotropic medium with high in-plane conductivities of 0.39 W/°C/mm for the x- and z-directions and low (through-thickness) conductivity of 0.00025 W/°C/mm for the y-direction. These values were applied directly in the conjugate-heat-transfer simulations to capture the correct heat spreading and thermal resistance characteristics of each component.

Table 1. Tabular data

Material	Conductivity (W/°C/mm)	
ABS Plastic		0.000258
Aluminum		0.2375
Lithium		0.084
Silicon	26.85 °C	0.148
	76.85 °C	0.119
	126.85 °C	0.0989
	226.85 °C	0.0762
PCB	x-direction	0.39
	y-direction	0.00025
	z-direction	0.39

3. RESULTS AND DISCUSSION

3.1 Temperature Distribution with Perfect Thermal Contact

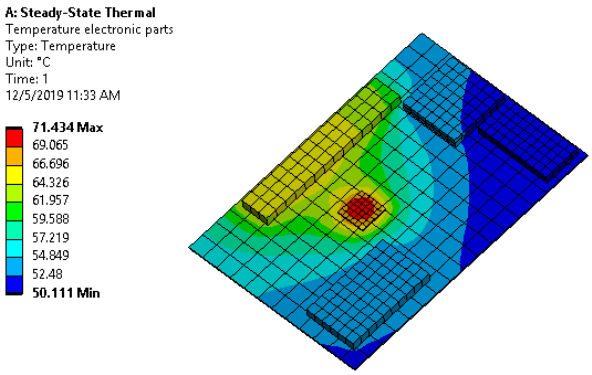


Figure 4. Temperature distribution on the electronic components

Figure 4 presents the steady-state temperature distribution of the mapped "electronic components" faces (CPU, battery, PCB regions), assuming that thermal contact is perfect (no interface resistance).

The CPU hotspot reaches 71.4 °C at its center.

Surrounding aluminum blocks peak at 66–69 °C.

Temperature decays radially over \~15 mm before falling below 55 °C.

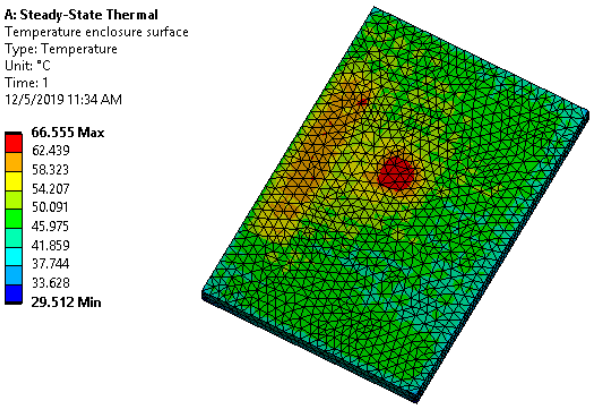


Figure 5. Temperature distribution on the enclosure surface

Figure 5 presents the corresponding outer-enclosure surface temperatures.

The highest external temperature of 66.6 °C occurs directly above the CPU location.

Thermal spreading through the chassis reduces the maximum-to-minimum gradient to \~39 °C across the plate.

3.2 Effects of Imperfect Thermal Contact

If we now force some realistic contact resistance (5×10^{-5} m²·K/W) at the heat-spreader/baseplate and baseplate/chassis contacts, temperatures rise significantly (Figures 6–7):

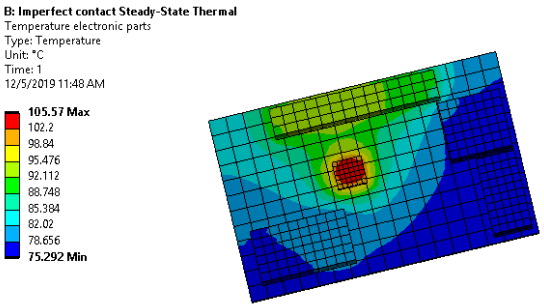


Figure 6. Temperature distribution on the electronic components with imperfect thermal contact.

Figure 6 (internal parts): CPU peak goes up to 105.6 °C (ΔT = ≈34 °C increase), and additional components extremely close to the CPU are > 90 °C.

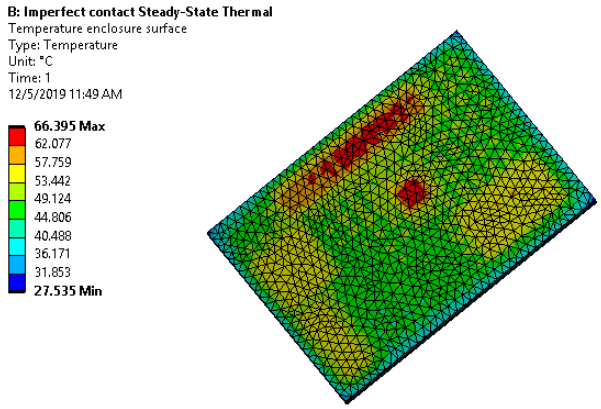


Figure 7. Temperature distribution on the enclosure surface with imperfect thermal contact

Figure 7 (enclosure): External hotspot still centers above the CPU but reaches 66.4 °C, only marginally lower than the perfect-contact case due to the large spreading resistance.

This contrast highlights that even modest interface resistance can dramatically elevate die temperatures, while the external panel sees comparatively muted changes thanks to lateral conduction spreading.

3.3 Quantitative Metrics

Table 1 compiles the key numeric results for both contact scenarios.

Table 1. Peak temperatures and gradients for perfect vs. imperfect interface models

Case	Peak CPU Temp (°C)	Peak Enclosure Temp (°C)	ΔT (CPU–Panel) (°C)
Perfect contact	71.4	66.6	4.8
Imperfect contact (Rth applied)	105.6	66.4	39.2

ΔT (CPU–Panel): The temperature difference driving external convection.

Under imperfect contact, ΔT increases eightfold, substantially boosting junction temperature while leaving panel temperature nearly unchanged.

3.4 Discussion

3.4.1. Internal Hotspot Sensitivity

The CPU node is highly sensitive to even small contact resistances; die-to-spread thermal resistance dominates peak temperature.

3.4.2. Panel-Surface Decoupling

Lateral spreading in the chassis plate dampens the effect of interface resistance on the outer skin.

3.4.3. Design Implication

To achieve safe junction temperatures (< 85 °C at 65 W loads), and minimize or utilize interface resistance (via high-performance thermal interface materials or mechanical clamp), awareness of interface quality is required.

As these results are consistent with prior experimental and numerical studies (e.g., Lee and Park, 2017; Han vd., 2021), they provide evidence to support the claim that interface quality is critical to considering in electronics thermal management.

These findings corroborate earlier experimental and numerical studies (e.g., Lee and Park, 2017; Han vd., 2021) demonstrating the pivotal role of interface quality in electronics thermal management.

REFERENCES

Dagaut P. vd., 2003, "Combustion of Hydrogen-Enriched Natural Gas in Turbulent Flames", Combustion Science and Technology.
Lefebvre A. H. ve Ballal D. R., 2010, Gas Turbine Combustion, CRC Press, Boca Raton.
Turns S. R., 2012, An Introduction to Combustion: Concepts and Applications, McGraw-Hill, New York.

[1] Deshmukh SM, Bhojwani V. Heat Flow Management in Portable Electronic Devices. In: Mathew VK, Hotta TK, Ali HM, Sundaram S, editors. Energy Storage Systems: Optimization and Applications. Singapore: Springer Nature Singapore; 2023. p. 63-114.
[2] Sisk B. Design and Optimization of an Ultra-Compact Thermal Management System Integrated With Micro-Fins for High Power Applications: University of Missouri, 2023.
[3] Najafi-Khaboshan H. Thermal Management Analysis of Lithium-Ion Battery Using Passive Methods. 2024.
[4] Study and Design of an Immersion-Cooling System for a Computer Using Numerical and Experimental Analysis: Altınbaş University, 2023.

İKİ FARKLI 4 HANELİ KANAT PROFİLİNİN SES ALTI HIZDA AERODİNAMİK PERFORMANSININ XFLR5 ANALİZİ

Feyza ÇABUKEL*, Erdem ALIÇ**
*Kahramanmaraş Sütçü İmam Üniversitesi, Mühendislik ve Mimarlık Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 46040 Onikişubat, KAHRAMANMARAŞ, cabukelfeyza18@gmail.com
**Kahramanmaraş Sütçü İmam Üniversitesi, Andırın Meslek Yüksekokulu, 46400 Andırın, KAHRAMANMARAŞ, ealic@ksu.edu.tr

Özet: Uçaklar yerçekimine kanatlar sayesinde karşı koyarlar. Kanatların tasarımı yeterli kaldırma kuvvetini üretmek için çok önemlidir. Bu çalışmada, simetrik yapıda 2 kanat profili seçilmiş ve düşük hız rejiminde XFLR5 yazılımı kullanılarak karşılaştırmalı analizler gerçekleştirilmiştir. Analizler; 1 metre kanat kord uzunluğu, 25 m/s olan ses altı akış hızı ve 1.65 × 10⁶ Reynolds sayısı değerleri altında gerçekleştirilmiştir. Her iki kanat profili, 0°, 3°, 6°, 9°, 12°,15°,18° ve 21° olmak üzere sekiz farklı hücum açısında değerlendirilmiş; elde edilen veriler doğrultusunda kaldırma katsayısı (C_l), sürükleme katsayısı (C_d) ve C_l/C_d oranı gibi temel aerodinamik parametreler karşılaştırılmıştır. Bu yönüyle çalışma, akışkanlar mekaniğinde kullanılan sayısal analiz programları yardımıyla hava araçlarının aerodinamik performans optimizasyonu açısından önemli katkılar sunmuştur. Bu çalışmada, NACA0015 kanat profili, NACA0010'a göre analizlerde daha verimli sonuçlar elde etmiştir. Aynı başlangıç ve sınır şartları için, NACA0015 kanat profili için 9° hücum açısında C_l/C_d oranı 87,63 çıkmış ve %7 lik bir verim artışı elde edilmiştir.
Anahtar Kelimler: Aerodinamik performans, Akışkanlar mekaniği, Hücum açısı, Reynold sayısı, XFLR5

ANALYSIS OF THE AERODYNAMIC PERFORMANCE OF TWO DIFFERENT 4-DIGIT AIRFOIL PROFILES AT SUBSONIC SPEEDS

Abstract: Aircrafts are resist to gravity due to their wings. The design of the wings is crucial to generate sufficient lift force. In this study, two symmetric airfoil profiles selected, and comparative analyses conducted under low-speed conditions using the XFLR5 software. The analysis conducted with a wing chord length of 1 meter, a subsonic flow velocity of 25 m/s, and a Reynolds number of 1.65 × 10⁶. Both airfoil profiles evaluated at eight different angles of attack: 0°, 3°, 6°, 9°, 12°, 15°, 18° and 21°. Based on the obtained data, fundamental aerodynamic parameters such as the lift coefficient (C_l), drag coefficient (C_d), and lift-to-drag ratio (C_l/C_d) were compared. In this regard, the study made significant contributions to the aerodynamic performance optimization of aircraft by the numerical analysis programs commonly employed in fluid mechanics. In this study, the NACA0015 airfoil profile more efficient outcomes compared to the NACA0010 profile. For the same initial and boundary conditions, the ratio at the 9° angle of attack for the NACA0015 airfoil augmented 87.63 and an efficiency increase of 7% achieved.
Keywords: Aerodynamic performance, Angle of attack, Fluid mechanics, Reynolds number, XFLR5

GİRİŞ

Uçak kanat profillerinin sayısal analizi, modern havacılık mühendisliğinin temel taşlarından birini oluşturmaktadır. Kanat profili analizi daha güvenli, verimli ve performanslı hava araçlarının tasarlanmasında kritik bir rol oynamaktadır. Bir kanat profilinin etrafındaki hava akışını bilgisayar ortamında simüle ederek, geleneksel rüzgar tüneli testlerine kıyasla bir dizi önemli avantaj sunmaktadır. Bu analizler, mühendislere kanat performansını derinlemesine anlama ve optimize etme imkanı sunmaktadır. Bu sebeple literatürde kanat profilleri üzerine bir çok çalışma bulunur (Güzelbey *vd*, 1995; Akdeniz, 2021; Altay ve Türkeş, 2021).

Škultéty vd, (2018), çalışmalarında İHA'lar için kontrol edilebilir kurtarma paraşütü kanadının tasarım sorunlarını araştırmışlardır. Çalışmalarında aerodinamik olarak tanımlanmış bir kurtarma paraşütü kanadının prototip tasarımı gerçekleştirmişlerdir. Bunun için XFLR5 ve fwDesign yazılımlarını kullanmışlardır. Tasarladıkları paraşütün düşük hız profili ve kamburluğu nedeniyle NACA4415 e benzer olduğunu ifade etmişlerdir. Bu sebeple analiz için NACA4415 geometrik yapısını seçmişler ve analizleri bu geometri üzerinde gerçekleştirmişlerdir.

Nithiyapathi vd, (2021), çalışmalarında biyolojik bir uçan kuş türü olan Albatross kuşların kanat yapısını aerodinamik verimlilik açısından araştırmışlardır. Bu

çalışma ile kanat şeklinin İHA'ların aerodinamik verimliliği üzerindeki etkisini anlamaya amaçlamışlardır. Kanat profilleri analizilerini XFLR5 kullanarak gerçekleştirmişlerdir. Sonuç olarak albatrosun geometrik şeklinin, daha düşük hücum açılarında hareket eden kuş kanat geometrilerine kıyasla daha iyi hacim verimliliği (kaldırma kuvveti-sürükleme oranı) ürettiğini göstermişlerdir.

Chhari vd, (2023), kısa mesafeden kalkış-iniş yapabilen, yüksek yük taşıma kapasitesine sahip ve aerodinamik olarak verimli sabit kanatlı İHA'lar (İnsansız Hava Araçları) için en uygun kanat profilini (airfoil) bulmayı amaçlamışlamışlardır. Analizlerini 200 cm kanat açıklığına ve 30 cm kord uzunluğuna sahip bir test numunesi kanat üzerinde XFLR5, ANSYS Fluent (ve SOLIDWORKS Simulation yazılımlarını kullanarak 300.000 Reynolds sayısında gerçekleştirmişlerdir.

Prieto vd, (2023), çalışmalarında bir adet Dikey Kalkış ve İniş drone'unun aerodinamik optimizasyonu gerçekleştirmişlerdir. Bu çalışmada her ikiside açık kaynak kodlu OpenFOAM yazılımı ve XFLR5 yazılımı kullanımışlardır. OpenFOAM bir HAD uygulaması iken XFLR5 vorteks lattice metodu kullanan bir uygulamadır. XFLR5'in kullanışlılığını, aerodinamik katsayıları ve eğilme momentini hesaplamadaki hatayı ölçmek için iki yazılım arasında bir karşılaştırma yapmışlardır. OpenFOAM ve XFLR5 ile elde edilen sonuçlar karşılaştırarak, XFLR5'in kaldırma ve viskoz sürüklemenin yüksek tahmin edilmesine ve toplam sürüklemenin düşük tahmin edilmesine yol açtığını ifade etmişlerdir. Ancak, her iki yazılımla da gözlemlenen grafiksel eğilimlerin korunduğunu göstermişlerdir. Bu nedenlede XFLR5, dikey kalkış iniş yapabilen dronlardaki kanat uçları için ilk tasarım aşamalarında yararlı bir araç olarak kullanılabileceğini yazmışladır. Sonuç olarak, XFLR5 in yazılım hesaplama maliyeti ve simülasyon süresi açısından bir avantaj sağldağını ifade etmişlerdir.

Sivanandi vd, (2024), çalışmalarında düşük ses altı hızda alışan bir insansız hava aracı için aktif aeroelastik kanat (UAW) yapısının aerodinamik performans araştırmasını yapmışlardır. Kanat kıvrımına yapılan şekil değişiklikleri İHA'nın aerodinamik performansını artırır. Analizlerini Navier Stokes denklemleri çözücüsü bir program kullanarak HAD (CFD) ve XFLR5'teki girdap kafes yaklaşımına dayalı olarak 60 m/s maksimum hız ve 81300 Reynolds sayısıyla gerçekleştirmişlerdir.

Abubakar vd, (2025), çalışmalarında HAD analizi ve XFLR5 kullanarak üç farklı dört haneli kanat modelinin optimizasyonunu gerçekleştirmişlerdir. Aynı kord uzunluğu ve aynı kanat açıklığına farklı hucüm açılarında düşük Reynolds sayısında analizler gerçekleştirmişlerdir. Her üç kanat için ideal kaldırma/ sürükleme kuvveti oranını belirlemeye çalışmışlardır.

Durmuş (2025), çalışmasında gövde-kanat bütün tip uçak tasarımını XFLR5'te gerçekleştirmiştir. Orta İrtifa Uzun Dayanıklılık İHA ları için MH 60 ve NACA 6412 kanatçıkları kullanılarak karşılşatırmalı analizler yapmıştır. NACA6412'nin MH60'a göre daha iyi kaldırma sürükleme oranına sahip olduğu ifade etmiştir. Bu tasarım modellinin gelecekte ses altı gövde kanatlı uçaklarda kullanılabileceğini ifade etmiştir.

Yukarıda ifade edilen bir çok çalışmanın ortak noktası XFLR5 kullanılarak gerçekleştirilmiş olmasıdır. XFLR5 in açık kaynak kodlu olmasından dolayı kullanımının her geçen gün artması beklenmektedir. Bu çalışmada da NACA0010 ve NACA0015 kanat profilleri düşük hız rejiminde XFLR5 yazılımı kullanılarak karşılaştırmalı analizler gerçekleştirilmiştir. Farklı hucum açıları için en yüksek aeorodinamik performans araştırması yapılmıştır.

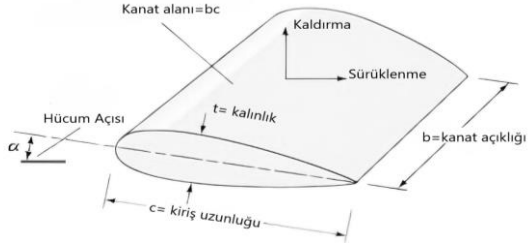
MATERYAL VE METOD

XFLR5

XFLR5, hava aracı kanatları ve gövdeleri üzerinde aerodinamik analiz gerçekleştirmek amacıyla geliştirilen, kullanımı kolay bir mühendislik yazılımıdır. Bu yazılım, yüksek mertebeden panel yöntemine dayalı olarak, viskoz ve viskoz olmayan akış etkileşimlerini tam bağıntılı şekilde çözümleyebilme yeteneğine sahiptir. Bu yöntemlerle düşük Reynolds sayılarında çalışan hava araçları, kanat profilleri ve kanatlar üzerinde etkili analizler yapılmasına imkan tanır. Ayrıca, dört ve beş haneli NACA profilleri içeren kapsamlı bir veri tabanı da kullanıcıların erişimine sunmaktadır (Güzelbey vd, 2018 ; Akter vd, 2024).

Kanat Profil Yapısı

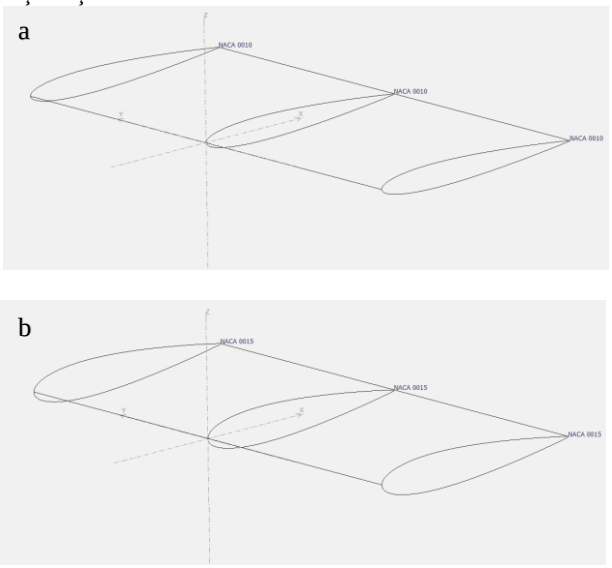
Bir kanat profili, aerodinamik kuvvet üretmek amacıyla hava akışı boyunca yerleştirilen geometri kesitidir. Bu çalımada kanat profilinin ön kısmından arka kısmına olan mesafe kiriş uzunluğu (c) olarak adlandırılmıştır. Kanat açıklığı (b) kanat kesitine kanat profilinin dik uzunluğunu ifade etmektedir. Hücum açısı (α) , bağıl rüzgar ile kiriş uzunluğu arasındaki mesafeyi tanımlamaktadır. Kalınlık (t), kanat profilinin alt ve üst yüzeyinin arasındaki mesafeyi ifade etmektedir. Kanat profilinin yüzey alanı kanat alanı (bc) olarak tanımlanmıştır. Kanat profili üzerinde oluşan hava akışı kaldırma (Fl) ve sürükleme (Fd) kuvvetini üretir. Kaldırma kuvveti (Fl), hava akışına dik olan kuvveti tanımlar. Sürükleme kuvveti (Fd), uçak hareketine direnen kuvvetlerin toplamı olarak tanımlanır (Rubel vd, 2016; Yechout, 2003; Montoya vd, 2021; Sadraey ve Müller, 2009; Cornell University, t.y.). Şekil 1. 'de kanat profilinin şematik diyagramı yer almaktadır.



Şekil 1. Kanat profilinin şematik diyagramı.

Çalışmada Kullanılan Yapısal Geometrilerin Oluşturulması

Şekil 2.'de XFLR5 programında tasarlanan NACA0010 ve NACA0015 kanat profilinin geometri yapısı sırasıyla yer almaktadır. Kanat profillerinde kullanılan kiriş uzunluğu 1m, kanat açıklığı 2m olarak parametreler seçilmiştir.



Şekil 2. a) NACA0010 kanat profili b)NACA0015 kanat profili.

Başlangıç ve Sınır Koşulları

Bir akış analizinde sınır koşulları akış çözümüne geçilmeden önce tanımlanmalıdır (Wu, 2015). Tablo 1.'de bu analizde kullanılan başlangıç ve sınır koşulları yer almaktadır.

Tablo 1. Sınır Koşulları

Yoğunluk	1.225 kg/m^3
Kiriş uzunluğu	1m
Profil açıklığı	2m
Reynolds sayısı	1.65 × 10^6
Hız	25 m/s
Hücum açıları	0°, 3°, 6°, 9°, 12°,15°,18° ve 21°
Mach sayısı	0.072

3 Boyutlu Panel Yöntemi

XFLR5'te kullanılan en önemli çözüm yöntemlerinden biri de, kanat geometrisinin oluşturulmasında kullanılan ve panel yöntemi çözüm sistemi olarak adlandırılan matematiksel modellemedir. Panel yöntemi kanat profili gibi geometrileri düzlemsel bir ağ yapısına ayırarak güvenli çözüm sağlamaktadır. Ayrıca bölünen her panele eşit şekilde hava hızı uygulanmasını sağlar. Kanat kalınlığını dikkate alarak gövdeleri modelleyen 3 boyutlu çözüm sunar. 3 boyutlu panel yöntemi, yüzeyde eşit olarak dağıtılan kaynak ve çift (source/sink and doublet sheets) tarafından modelleme yapar. Bu modellemede Dirichlet ya da Neumann (Dirichlet or Neumann) istenilen sınır koşullarına uygun şekilde sağlaması açısından hesaplanır (Akter vd, 2024; Deperrois, 2009). **Eş.1** ' de panel yönteminde uygulanan denklem verilmiştir. Bu denklem potansiyel akışın integral denklemi olarak ifade edilir. Hız potansiyelinin kanat üzerinde dağılan kaynak ve çiftin (source/sink and doublet sheets) oluşturduğu toplam, hız potansiyel ile açıklanır (Akter vd, 2024; Deperrois, 2009). Toplam potansiyel **Eş.1** ' de verilmiştir.

$$\phi = \sum_i = N(S_i + K_i) \quad (1)$$

Φ hız potansiyelini, N panel sayısını, S_i ve K_i kaynak ve çift güçlerini temsil etmektedir.
Kaynak gücü **Eş. 2 '**de verilmiştir.

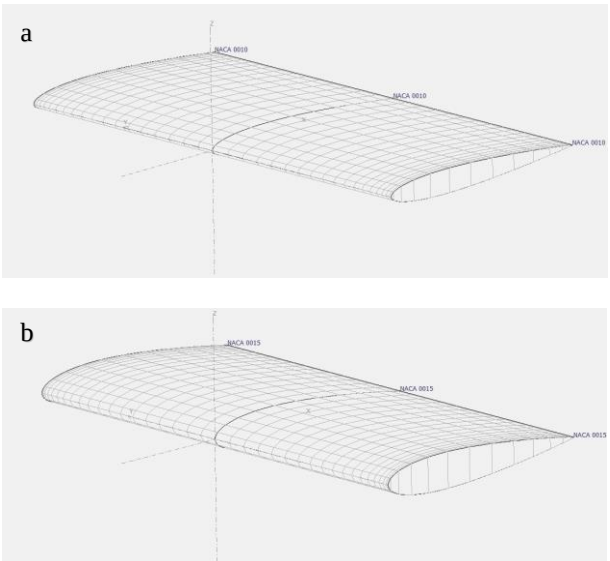
$$S_i = \int_c \phi \,.\, n_i \,.\, ds \quad (2)$$

Burada n_i i-inci panelin normal vektörünü ifade etmektedir. ds ise panel boyunca değişken olan ark uzunluğunu ifade etmektedir.
İkiz kuvveti **Eş. 3** ' de verilmiştir.

$$K_i = \int_c (\nabla^2 \phi) \,.\, n_i \,.\, ds \quad (3)$$

∇^2 laplasyen operatörüdür.

Bu çalışmada, XFLR5 programında yer alan NACA 0010 ve NACA0015 kanat profili için kullanılan 3 boyut panel çözüm methodu seçilmiştir. Şekil 3.'de 3 boyut panel çözüm methodu için oluşturulan ağ yapıları sırasıyla verilmiştir.



Şekil 3. a) NACA0010 kanat profilinin panel yöntemi ile modellenmesi b)NACA0015 kanat profilinin panel yöntemi ile modellenmesi.

Panel metodu, hava akışını panellere ayıran, indüklenmiş hızları hesaplayan ve akış koşullarını sağlayan matematiksel bir yaklaşımdır. Bu, hava akışlarını hava kanatları gibi karmaşık geometriler etrafında analiz

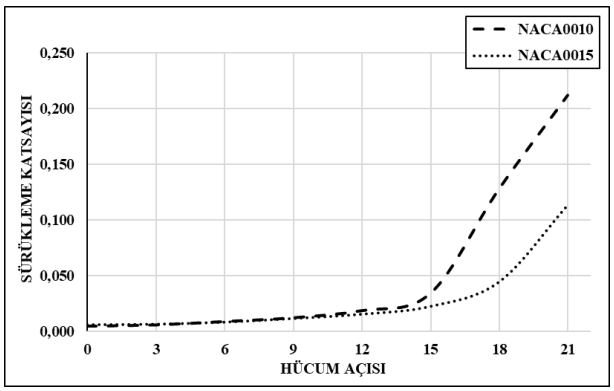
etmeyi sağlar. Kaldırma ve sürükleme kuvvetlerini ve indüklenmiş sürüklemeyi gösterir(Akter vd, 2024). İndüklenmiş sürükleme, literatürde kalkış esnasında oluşan kaçma girdaplarının bir sonucu olarak oluşan taşıma kuvvetinin bir bileşeni kanadın uçuş doğrultusunda ama zıt yönde olup, hareketi engelleyici yöndeki bu direnç kuvveti olarak tanımlanır (Yükselen, t.y).

BULGULAR VE TARTIŞMALAR

Bu çalışmada, NACA0010 ve NACA0015 kanat profillerinin XFLR5 programı kullanılarak akış analizleri gerçekleştirilmiştir. XFLR5 programı kaldırma katsayısı (Cl), sürükleme katsayısı(Cd) ve kaldırma-sürükleme katsayısı oranı (Cl/Cd) elde edilmiştir. Ayrıca kanat profili üzerinde oluşan kaldırma ve sürükleme kuvveti, yüzey hızı (surface velocity), aşağı akış(downwash) akım çizgileri(stream) dağılımları gösterilmiştir.

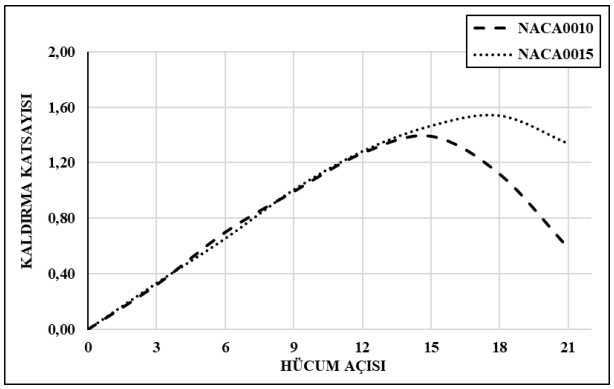
Sürükleme ve Kaldırma Katsayısı Grafikleri

Sürükleme katsayısının 0º-21º arasındaki hücum açısına oranını veren Şekil 4'e göre sürükleme katsayısı, düşük açılarda stabil olarak artış gösterirken 15º ve sonrasında her iki kanat için ani yükselişte bulunmaktadır. NACA0010 kanat profilinin sürükleme katsayısı, NACA0015 kanat profiline göre daha fazla artış göstermektedir.



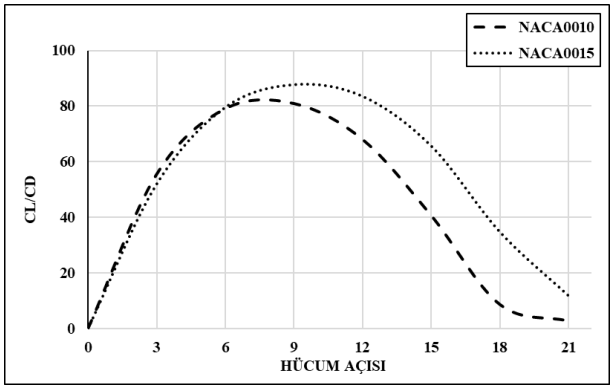
Şekil 4.Hücum açısına bağlı olarak sürükleme katsayısının değişimi.

Kaldırma katsayısının 0º-21º arasındaki hücum açısına oranı Şekil 5. 'de verilmiştir. NACA0010 kanat profili için yaklaşık 15º kadar düzenli şekilde artış gösterirken sonraki açılar için kaldırma katsayısı düşmektedir. NACA0015 kanat profili ise yaklaşık 18º kadar artış gösterirken sonraki hücum açıları için düşmektedir.



Şekil 5. Hücum açısına bağlı olarak kaldırma katsayısının değişimi.

Kaldırma katsayısının sürükleme katsayısına oranının, 0º-21º arasındaki hücum açısına oranı Şekil 6. 'da verilmiştir. Her iki kanat profili 9º hücum açısına kadar aynı oranda artış göstermektedir. 9º hücum açısında ise her iki kanat profilinde maksimum orana ulaşmaktadır. Sonraki hücum açıları için NACA0010 kanat profili NACA0015 kanat profiline göre daha fazla azalmaya başlamıştır.



Şekil 6. oluşan Hücum açısına bağlı olarak Cl/Cd oranının değişimi

Sürükleme ve Kaldırma Katsayısı Tabloları

Tablo 2.'de NACA0010 kanat profili sürükleme ve kaldırma katsayısının hücum açısına göre değerleri yer almaktadır.

Tablo 2. NACA0010 kanat profili sürükleme ve kaldırma katsayısı değerleri

Hücum Açısı	Sürükleme Katsayısı	Kaldırma Katsayısı	Cl/Cd
0	0,005	0,000	0,00
3	0,006	0,321	55,53
6	0,009	0,699	79,10
9	0,012	0,992	80,99
12	0,019	1,268	68,08
15	0,034	1,389	40,69
18	0,128	1,116	8,71
21	0,212	0,585	2,76

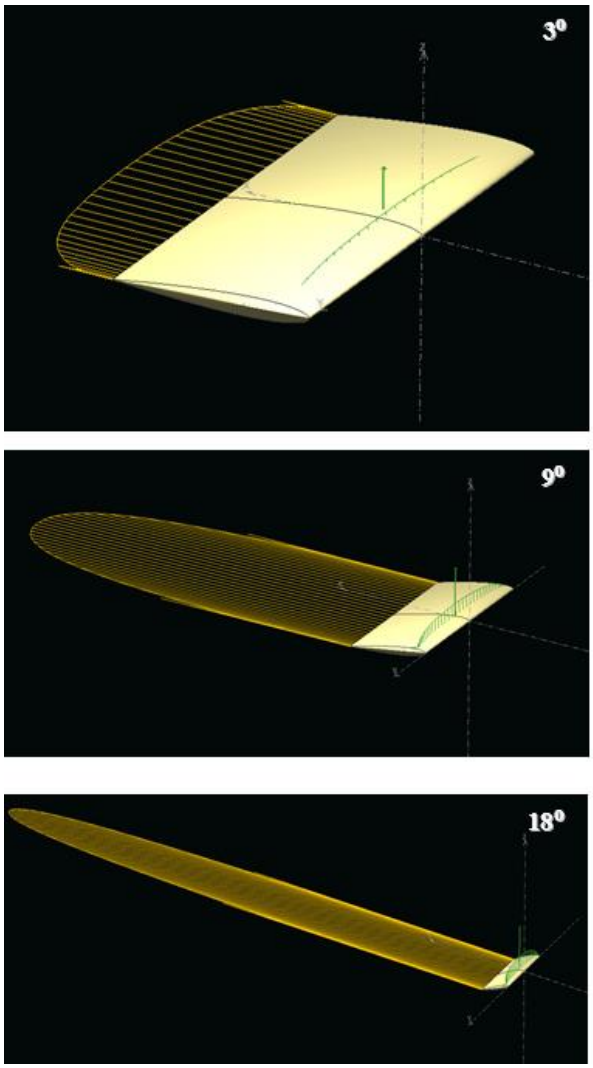
Tablo 3.'de NACA0010 kanat profili sürükleme ve kaldırma katsayısının hücum açısına göre değerleri yer almaktadır.

Tablo 3. NACA0015 kanat profili sürükleme ve kaldırma katsayısı tablosu

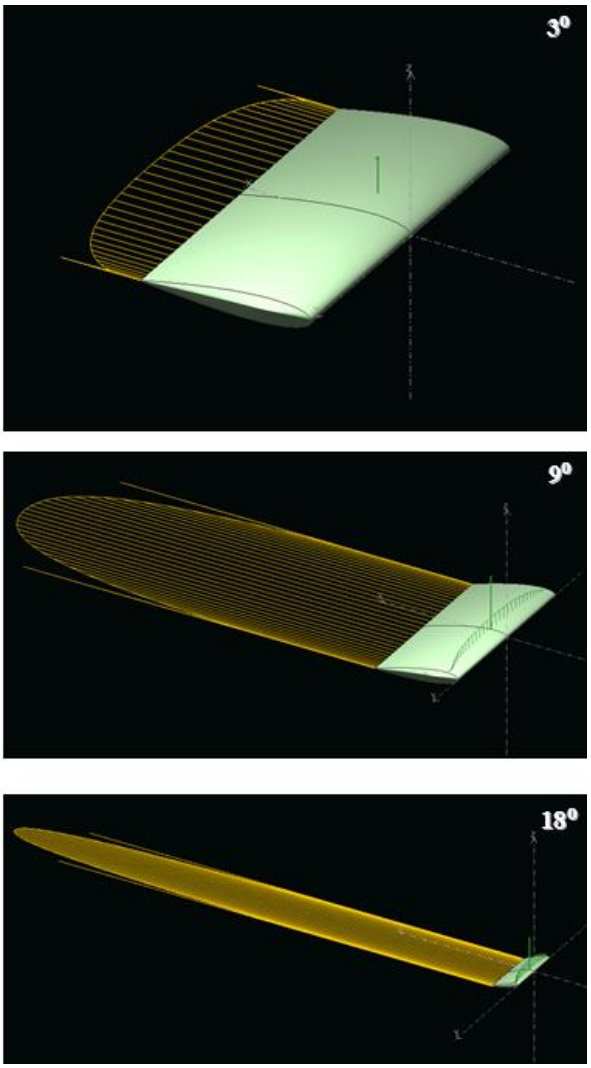
Hücum Açısı	Sürükleme Katsayısı	Kaldırma Katsayısı	Cl/Cd
0	0,006	0,000	0,00
3	0,006	0,333	51,89
6	0,008	0,655	79,48
9	0,011	1,006	87,63
12	0,015	1,283	83,45
15	0,022	1,466	65,62
18	0,044	1,539	34,74
21	0,113	1,337	11,83

Sürükleme ve Kaldırma Katsayısı Dağılım Konturleri

Şekil 7. 'de ve Şekil 8. 'de NACA0010 kanat profilinin ve NACA0015 kanat profilinin 3º, 9º, 18º hücum açılarındaki indüklenmiş sürükleme (sarı) ve kaldırma kuvveti (yeşil) kontoru verilmiştir. Şekillerde görüldüğü gibi kanadın alt ve üst yüzeylerindeki basınç farkından dolayı kaldırma katsayıları, hücum açısı arttıkça belirgin şekilde yukarı doğru artmaya başlamıştır.Ayrıca hücum açısı arttıkça kanat profilinin arka uç kısmı aşağı doğru eğilim göstermesiyle indüklenmiş sürtünme belirginleşerek artmaya başlamıştır.



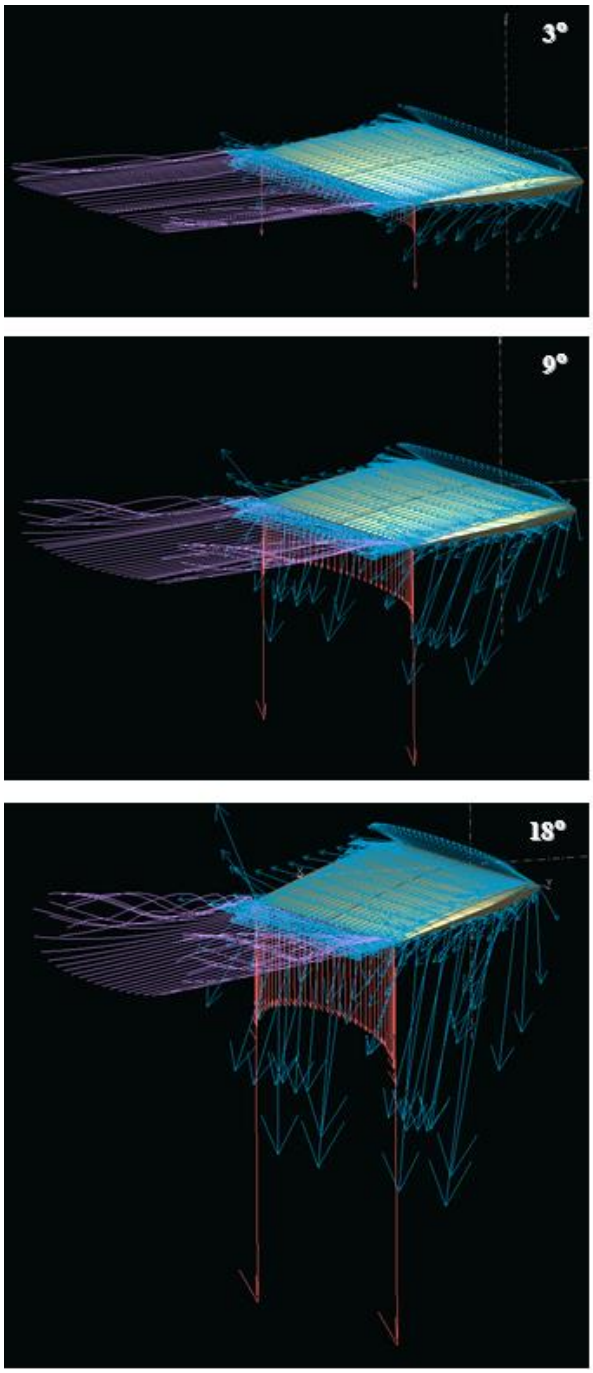
Şekil 7. NACA0010 kanat profilinin 3º, 9º, 18º hücum açılarındaki indüklenmiş sürükleme (sarı) ve kaldırma kuvveti (yeşil) konturu



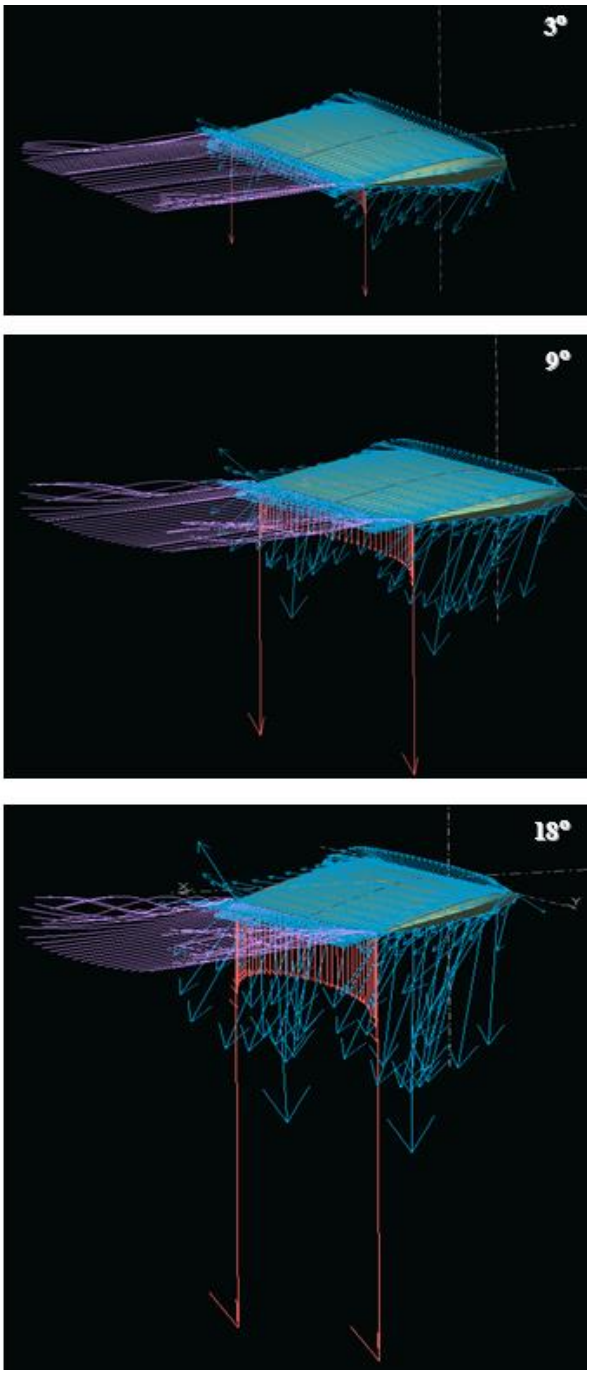
Şekil 8. NACA0015 kanat profilinin 3º, 9º, 18º hücum açılarındaki indüklenmiş sürükleme (sarı) ve kaldırma kuvveti (yeşil) konturu.

Yüzey Hızı, Akım Çizgileri, Aşağı Akış Konturleri

Şekil 9. 'da ve Şekil 10 'da NACA0010 kanat profilinin ve NACA0015 kanat profilinin 3º, 9º, 18º hücum açılarındaki yüzey hızı (mavi), aşağı akış (kırmızı), akım çizgileri (mor) dağılım konturleri verilmiştir. Hücum açısının artmasıyla birlikte kanat profilinin alt yüzeyinde yüzey hızı vektörlerinin düzensizleştiği görülmektedir. Bu durum hücum açısı arttıkça, alt yüzeyin akış kararlılığının kaybetmesi olarak yorumlanabilir. Akım çizgileri (mor), hava çizgilerinin hücum açısına bağlı olarak nasıl değişim gösterdiğini ortaya koymaktadır. Hücum açısı arttıkça kanat profilinin yüzeyleri arasındaki basınç farkından dolayı, akım çizgileri belirgin hale gelmiştir. Aşağı akış konturleri (kırmızı), kanat profilinin kaldırma kuvveti üretmesiyle oluşmaktadır. Hücum açısının 18º'ye kadar artmasıyla kaldırma kuvveti artar ve sonucunda aşağı akış konturleri de artış gösterir.



Şekil 9. NACA0010 kanat profilinin 3º, 9º, 18º hücum açılarındaki indüklenmiş sürükleme (sarı) ve kaldırma kuvveti (yeşil) konturu.



Şekil 10. NACA0015 kanat profilinin 3º, 9º, 18º hücum açılarındaki indüklenmiş sürükleme (sarı) ve kaldırma kuvveti (yeşil) konturu.

SONUÇLAR

Bu çalışmada iki farklı NACA0010 ve NACA0015 kanat profili analizi gerçekleştirilmiştir. Analizler XFLR5 programında 3D Panel Yöntemi ile yapılmıştır. Kanat profillerinin analizleri 0º-21º hücum açılarında, 25 m/s hızda uygulanmıştır.
Hücum açısının artmasıyla birlikte kaldırma katsayısı belirli açıya kadar artmış sonrasında her iki kanat profili için düşüş olmuştur. NACA0015 kanat profili NACA0010 kanat profiline göre genellikle daha verimli olduğunu göstermiştir.
Hücum açısının artmasıyla birlikte her iki kanat profilinin yüzeyindeki konturler basınç farkının artmasından dolayı belirginleşmiştir.
Belirtilen şartlar altında kanat profillerinin en verimli hücum açılarının 9º olduğu belirlenmiştir. Aynı şartlar altında NACA0015 kanat profilin Cl/Cd oranı 87,63 çıkmış ve %7 daha verimli olduğu bulunmuştur.

TEŞEKKÜR

Bu çalışma Kahramanmaraş Sütçü İmam Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri Koordinasyon Birimince desteklenmiştir. Proje Numarası:2024/6-1 YLS

SEMBOLLER ve KISALTMALAR

c Kiriş Uzunluğu [m]
b Kanat Açıklığı [m]
α Hücum Açısı [º]
t Kalınlık [m]
bc Kanat Alanı [m^2]
F_l Kaldırma Kuvveti [N]
F_d Sürükleme Kuvveti [N]

Φ Hız Potansiyeli $[= \sum_i = N(S_i + K_i)]$

S_i Kaynak Gücü $[= \int_c \phi \,.\, n_i \,.\, ds]$

K_i İkiz Kuvveti $[= \int_c (\nabla^2 \phi) \,.\, n_i \,.\, ds]$

N Panel Sayısı [= Analizde Kullanılan Toplam Panel Adedi]
n_i İ-İnci Panelin Normal Vektörü [= Panel Yüzeyine Dik Birim Vektör]
ds Panel Boyunca Değişken Olan Ark Uzunluğu [m]

C_l Kaldırma Katsayısı $[= F_l/(0{,}5V^2A)]$

C_d Sürükleme Katsayısı $[= F_d/(0{,}5V^2A)]$

V Akış Hızı [m/s]

A Kanat Alanı [m^2]

∇^2 Laplasyen Operatörü [=Skaler Bir Alanın Ikinci Mertebeden Türev Operatörü]

cm Santimetre
m Metre
CFD Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği
NACA Ulusal Havacılık Danışma Komitesi

KAYNAKLAR

Abubakar, M. A., Bawa, M. A., Muhammad, M. H., & Dandakouta, H. (2025). Design, Optimization, and Determination of Lift and Drag forces of NACA Aerofoils for Enhanced Performance. *Unizik Journal of Technology, Production and Mechanical Systems*, *6*(1), 285-296.

Akdeniz, H. Y. (2021). A Study on Aerodynamic Behavior of Subsonic UAVs' Wing Sections with Flaps. *International Journal of Aviation Science and Technology*, *2*(01), 22-27.

Akter, F., Hoque, M. A., Ekram, K. A., Saha, B., & Hasan, M. J. (2024). Design of a Novel Aerofoil of a Light Aircraft for Robust Aerodynamic Performance at High Reynolds Number Regime Using XFLR5. Arabian Journal for Science and Engineering, 49(8), 11587-11603.

Altay, M., & Türkeş, E. (2024). Sabit Kanatlı İHA'da Kanat Geometrisinin Aerodinamikteki Etkileri. *Kirklareli University Journal of Engineering and Science*, *10*(2), 363-376.

Chhari, K., Raj, U., Galav, A., Dhillon, L., Tiwari, P., & Singh, J. P. (2023). Aerodynamic and bending analysis of low-speed airfoils at high reynold number. *Materials Today: Proceedings*, *72*, 1524-1529.

Cornell University. (t.y.). Aerodynamic Background (MAE5070 Course Notes, Chapter 2).

Deperrois, A. (2009). Analysis of foils and wings operating at low Reynolds numbers: guidelines for XFLR5. *Recuperado de https://www. xflr5. tech/xflr5. htm*.

Durmuş, S. (2025). Impact of Airfoil Type and Placement on Aerodynamic Performance of Blended Wing Body Aircraft. *Fırat Üniversitesi Mühendislik Bilimleri Dergisi*, *37*(1), 351-361.

Güzelbey, İ. H., Eraslan, Y., & Doğru, M. H. (2018). Numerical investigation of different airfoils at low Reynolds number in terms of aerodynamic performance

of sailplanes by using XFLR5. *Karadeniz Fen Bilimleri Dergisi*, *8*(1), 47-65.

Montoya, L. T. C., Hayyani, M. Y., Issa, M., Ilinca, A., Ibrahim, H., & Rezkallah, M. (2021). Wind power plant planning and modeling. In *Hybrid renewable energy systems and microgrids* (pp. 259-312). Academic Press.

Nithiyapathi, C., Sreelakshmy, P. S., & Suman, M. (2021). Aerodynamic characterization of an albatross wing for bio-inspired unmanned aerial vehicle. *Materials Today: Proceedings*, *37*, 1659-1664.

Prieto, M., Escarti-Guillem, M. S., & Hoyas, S. (2023). Aerodynamic optimization of a VTOL drone using winglets. *Results in Engineering*, *17*, 100855.

Rubel, R. I., Uddin, M. K., Islam, M. Z., & Rokunuzzaman, M. D. (2016). Numerical and experimental investigation of aerodynamics characteristics of NACA 0015 aerofoil. International Journal of Engineering Technologies IJET, 2(4), 132-141.

Sadraey, M., & Müller, D. (2009). Drag force and drag coefficient. *Aircraft performance analysis*.

Škultéty, F., Badánik, B., Bartoš, M., & Kandera, B. (2018). Design of controllable unmanned rescue parachute wing. *Transportation Research Procedia*, *35*, 220-229.

S. Periyasamy, G. Chirag and D. Hari. 2024. Analysis of an Active Aeroelastic Wing using Computational Fluid Dynamics Simulation and XFLR5, Int. J. Vehicle Structures & Systems, 16(6), 972-979. doi:10.4273/ijvss.16.6.27.

Wu, Y. S. (2015). *Multiphase fluid flow in porous and fractured reservoirs*. Gulf professional publishing.

Yechout, T. R. (2003). *Introduction to aircraft flight mechanics: performance, static stability, dynamic stability, and classical feedback control*. Aiaa.

Yükselen, Ç. (t.y.). *Sonlu kanatlar* [Ders notu]. İstanbul Teknik Üniversitesi.

HELİSEL KABUK BORULU ISI DEĞİŞTİRİCİDE HİBRİT NANOAKIŞKAN KULLANIMININ SAYISAL ANALİZİ

Murat ÖZTÜRK*, Coşkun YÜKSEL, Erdem ÇİFTÇİ****
*Milli Savunma Üniversitesi, Kara Harp Okulu, Makina Mühendisliği Bölümü,
06420 Çankaya, ANKARA, muratzr610@gmail.com
** Gazi Üniversitesi, Teknoloji Fakültesi, Enerji Sistemleri Mühendisliği Bölümü, 06560 Yenimahalle, ANKARA,
erdemciftci@gazi.edu.tr, coskunyuksel@gazi.edu.tr

Özet: Endüstriyel uygulamalarda ısı transfer işlemleri için ısı değiştiriciler büyük önem taşımaktadır. Mevcut çalışmada bir helisel kabuk borulu ısı değiştirici modellenmiş ve hacimce %1 ve %3 oranlarında h-BN+grafen/saf su hibrit nanoakışkanlarının kullanımı sayısal olarak analiz edilmiştir. Bunun yanı sıra Re=5000 ve Re=10000 şartlarında ısı ve akış karakteristikleri ANSYS Fluent aracılığıyla incelenmiştir. Elde edilen sonuçlarda nanoakışkan konsantrasyonundaki artışın ısı değiştiricinin soğutma performansını doğrudan etkilediği açıkça görülmüştür. Isı transfer hızı incelendiğinde optimum durum Re=10000 koşulu için %1 konsantrasyona sahip h-BN+grafen/saf su soğutucu akışkanından elde edilmiştir. Fakat yüksek konsantrasyonlarda viskoz etkiler ısı transfer hızına daha çok etki etmektedir. Elde edilen sonuçlara bağlı olarak ısı transfer hızları Re=5000 için saf su, h-BN+grafen/saf su (%1) ve h-BN+grafen/saf su (%3) için sırasıyla 5,04 W, 5,30 W ve 4,11 W olarak hesaplanmıştır. Re=10000 için bu değerler sırasıyla 7,05 W, 7,10 W ve 5,62 W olmuştur. Ayrıca yüksek Re sayılarında daha iyi bir ısı transferi performansı da elde edilebileceği vurgulanması gereken diğer bir konudur. Elde edilen sonuçlar doğrultusunda ısı değiştiricilerde hibrit nanoakışkan kullanımının sistem performansını doğrudan etkileyebileceği belirtilebilir. Ayrıca ilgili hibrit nanoakışkan için yüksek Re sayılarında çalışmanın da performans arttırmanın diğer bir yolu olduğu belirlenmiştir.

Anahtar Kelimler: Isı değiştirici, Nanoakışkan, Isı transferi, Hesaplamalı akışkanlar dinamiği.

NUMERİCAL INVESTİGATİON OF A HELİCAL SHELL-AND-TUBE HEAT EXCHANGER UNDER HYBRİD NANOFLUİD CONDİTİONS

Abstract: Heat exchangers are crucial for heat transfer in industrial applications. In the current study, a helical shell-and-tube heat exchanger was modeled and numerically analyzed using h-BN+graphene/distilled water hybrid nanofluids at 1% and 3% by volume. Furthermore, thermal and flow characteristics were investigated using ANSYS Fluent at Re=5000 and Re=10000. The results clearly demonstrate that increasing the nanofluid concentration directly affects the cooling performance of the heat exchanger. The optimum heat transfer rate was obtained using h-BN+graphene/pure water at a 1% concentration for the Re=10000 condition. However, viscous effects significantly influence the heat transfer rate at higher concentrations. Based on the obtained results, the heat transfer rates were calculated as 5.04 W, 5.30 W, and 4.11 W for pure water, h-BN+graphene/distilled water (1%), and h-BN+graphene/distilled water (3%) for Re=5000, respectively. For Re=10000, these values were 7.05 W, 7.10 W, and 5.62 W, respectively. It is also worth emphasizing that better heat transfer performance can be achieved at higher Re numbers. Based on the obtained results, it can be stated that the use of hybrid nanofluids in heat exchangers can directly affect system performance. It has also been determined that operating at higher Re numbers for the relevant hybrid nanofluid is another way to improve performance.

Keywords: Heat exchanger, Nanofluid, Heat transfer, Computational fluid dynamics

GİRİŞ

Endüstriyel uygulamalarda ısıl işlemler için dikkat çeken en önemli sistemlerden biri ısı değiştiricilerdir. İki akışkanın karışmadan ısı enerjisini aktaran bu sistemler atık ısı kullanımı, ısıtma sistemleri ve soğutma sistemleri gibi pek çok alanda yaygın olarak kullanılmaktadır. Bu anlamda pek çok çalışmada ısı değiştirici sistemleri uygulanmış ve analizleri gerçekleştirilmiştir.

HVAC sistemini performansının analizi için yapılan bir çalışmada Hindistan'ın Yeni Delhi kentinde bulunan ofis soğutma sistemi analiz edilmiştir. Yapılan bu çalışmada nano geliştirilmiş, kanatçıklı ve ısı depolama ünitesi entegre edilen ısı değiştirici kullanılmıştır. Kullanılan bu model ile enerji tüketiminin %12.35 oranında azaldığı görülmüştür (Sharma vd. 2025). Benzer şekilde başka bir HVAC uygulamasında alüminyum-köpük-su-hava ısı değiştiricisi uygulanmış ve deneysel analizler gerçekleştirilmiştir. Fan-coil için kullanılan bu ısı değiştirici ile epoksi bağlama yöntemi kullanılmış ve ısıl performansın önemli ölçüde arttığını belirtilmiştir (Dongellini vd., 2022). Dhaidan ve ark., yaptıkları çalışmada kanatçıklı ve kanatçıksız ısı değiştiricilerde PCM'nin eritme işleminin deneysel bir araştırmasını yapmışlardır. Elde edilen deneysel bulgulara göre, kanatçıklı ısı değiştiricilerin termal performansının kanatçıksız ısı değiştiricilerinkinden daha iyi olduğunu göstermişlerdir (Dhaidan vd., 2023). Benzer şekilde pek çok çalışmada çeşitli uygulamalar için ısı değiştirici modeli sunulmuştur. (Maccarini vd. 2018, Promoppatum vd. 2017, Kalaiselvam vd. 2009).

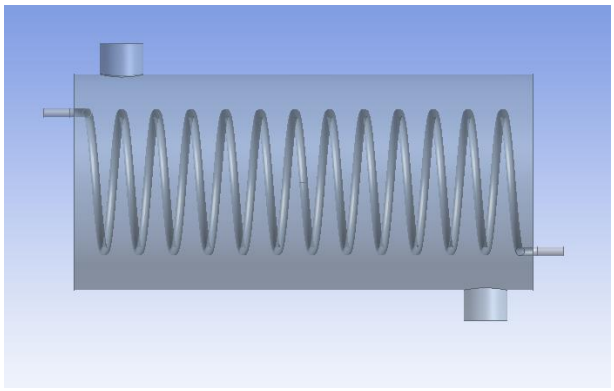
Dikkat çekilmesi gereken başka bir nokta da kullanılan ısı değiştiricinin performansının arttırılmasıdır. Günümüzde ısı değiştirici gibi ısı enerjisi aktarma prosesi için kullanılan sistemlerde nanoakışkan kullanımı oldukça yayılan bir uygulamadır. Yapılan bir çalışmada, çift borulu ısı değiştiricide CuO nanoakışkan kullanarak ısı transferini iyileştirmek amaçlanmıştır. Elde edilen sonuçlara göre, CuO nanoakışkanın ısı transferini önemli ölçüde iyileştirdiği ve güç tüketimini azalttığını göstermişlerdir (Kadhim vd., 2024). Dos Santos ve ark., karbon bazlı nanoakışkanların ısı değiştiricilerde ısı transferini arttırmak için potansiyelini deneysel olarak incelemişlerdir. Yapılan deneylerin sonuçlarına göre, özellikle Grafen bazlı nanoakışkanların bu konuda en fazla umut vaad eden olduğunu, deneysel ve sayısal sonuçlarda ısı transferinde sırasıyla %13,40 ve %6,83 iyileştirmeler olduğunu sunmuşlardır (Santos vd., 2025). Atalla, yapmış olduğu çalışmada ısı değiştiricide farklı kesit şekillerine sahip kanallar boyunca SiO2/su nanoakışkanının ısı transferine etkisini deneysel olarak araştırmıştır. Elde ettiği sonuçlara göre, %3 konsantrasyonlu nanoakışkanın üçgen, kare, dairesel ve dikdörtgen borular da ısı transferini sırasıyla %12,5, %12,3, %12,07 ve %11,9 oranında iyileştirdiğini ortaya koymuştur (Atalla, 2019). Fares ve ark., Grafen nanoakışkanların dikey bir kabuk borulu ısı değiştiricisindeki ısı transferine etkisini deneysel olarak incelemişlerdir. Buna göre, %0,2 grafen/su nanoakışkan kullanılarak ısı transfer katsayısında %29'luk artış elde edildiğini ve ısıl verimliliğinde %13,7 oranında arttığını göstermişlerdir (Fares vd., 2020). Gnanavel ve ark., nanoakışkanların ve dairesel kanatçıkların çift borulu bir ısı değiştiricisindeki ısı transferine etkisi üzerine sayısal analiz çalışması yapmışlardır. Elde ettikleri sonuçlara göre, nanoakışkanların sudan daha iyi bir performans gösterdiğini belirtmişlerdir (Gnanavel vd., 2019). Diğer pek çok çalışmada hem klasik nanoakışkanlar hem de hibrit nanoakışkanlar dikkate alınmış ve sistem performansının arttırılması amaçlanmıştır (Behera vd. 2024, Jawed vd. 2022).

Büyük çaplı uygulamalarda dikkat edilmesi gereken durumlar büyük maliyetler doğurabilmektedir. Bu durumlara karşı mevcut sistemin sayısal modellenmesi büyük önem arz etmektedir. ANSYS gibi sayısal analizler hem maliyet hem de optimizasyon konusunda önemli avantajlar sağlamaktadır. Abeykoon, yaptığı çalışmada bir ısı değiştiricini performansını hem teorik hem de Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) ile analiz etmiştir. Teorik ve HAD sonuçlarını birbiriyle karşılaştırdığında, sıcak akışkanın soğutma performansı açısından sadece %1,05'lik bir fark gösterdiğini belirtmiştir (Abeykoon, 2019). Vivekanandan ve ark., spiral bobinli ısı değiştiricinin termal, hidrolik ve termodinamik performanslarını deneysel olarak ve HAD ile analiz etmişler, deneysel sonuçlar ile HAD analiz sonuçlarını karşılaştırmışlardır. Bunun sonucunda, deneysel sonuçlar ile HAD analiz sonuçlarının oldukça uyum içinde olduğunu belirtmişlerdir (Vivekanandan vd., 2021). Zhang ve ark., yapmış oldukları çalışmada, yeni bir bölmesiz sinüzoidal kademeli borulu kabuk ısı değiştirici tasarımı yaparak bunu deneysel ve HAD analizi ile incelemişlerdir. Elde ettikleri sonuçlara göre, önerilen ısı değiştiricinin düşük basınç kaybıyla yüksek ısı transfer performansına sahip olduğunu göstermişlerdir. Ayrıca, ısı değiştiricinin performansının sinüzoidal boru genliğinin ve boru sayısının artırılmasıyla iyileştirilebileceğini belirtmişlerdir (Zhang vd., 2025).

Bu çalışmada helisel bir kabuk borulu ısı değiştiricinin performansının arttırılması amaçlanmıştır. Yapılan analizler için ANSYS Fluent yazılımı kullanılmış ve Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) yaklaşımından yararlanılmıştır. Başlangıçta sıcak akışkan için sıcak su, soğuk akışkan için de saf su durumları ele alınmıştır. Daha sonra soğutucu akışkan için hacimce %1 ve %3 oranlarında h-BN+grafen içeren hibrit nanoakışkanlar hazırlanmış ve Re=5000 ve Re=10000 durumları için ayrı ayrı analizler gerçekleştirilmiştir. Elde edilen sonuçlar karşılaştırmalı olarak sunulmuştur.

MATERYAL VE METOD

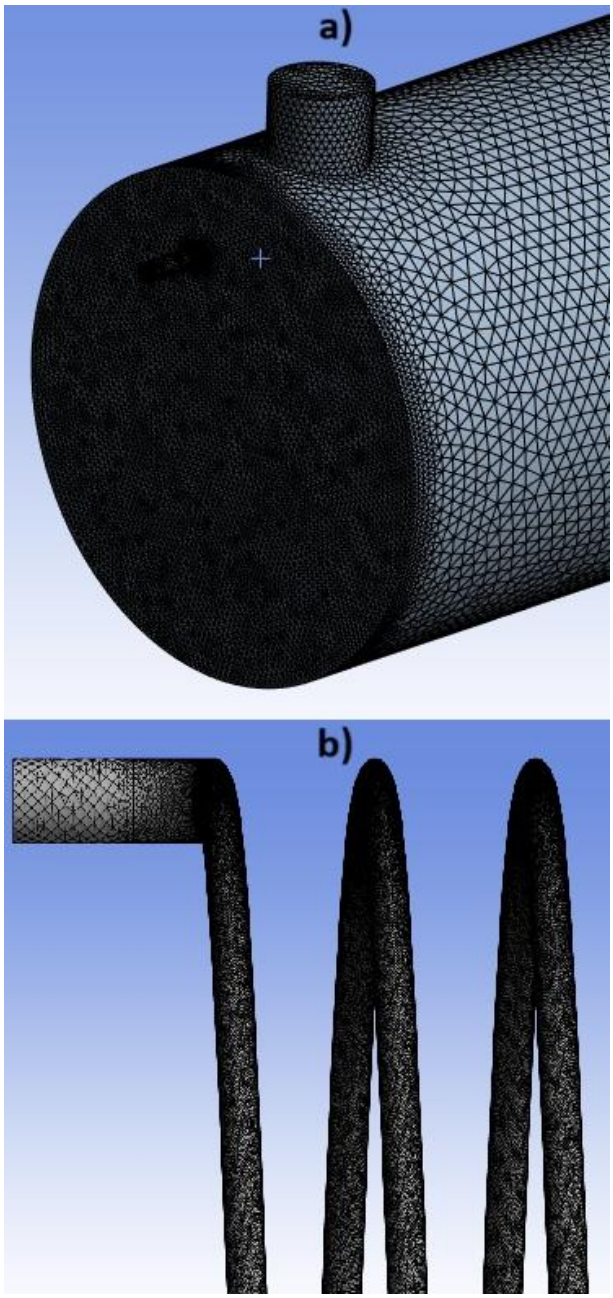
Bu çalışmada helisel bir ısı değiştirici modellenmiş ve sayısal analizleri gerçekleştirilmiştir. Akışkan tipi olarak sıcak su ile hibrit nanoakışkanlar tercih edilmiştir. Sayısal analizler için ANSYS Fluent yazılımı kullanılmış ve HAD yaklaşımından yararlanılmıştır. Başlangıçta saf soğutucu su ile sıcak su şartları altında analizler gerçekleştirilmiştir. Daha %1 ve %3 şartlarında hibrit su bazlı h-BN+grafen nanoakışkanları hazırlanmış ve her biri için ayrı ayrı analizler gerçekleştirilmiştir.



Şekil 1. Modellenen helisel kabuk borulu ısı değiştiricinin yan görünüşü

Mevcut analizlerin gerçekleştirilmesi için bir helisel ters akışlı ısı değiştirici modellenmiştir. Şekil 1, modellenen ısı değiştiricinin şematik gösterimini ifade etmektedir. Helisel yapıdaki tüpler 10 mm çapında tasarlanırken, pitch uzunluğu 40 mm olarak belirlenmiştir. Diğer bir yandan kabuk tasarımı da 250 mm çapında bir borudan oluşmaktadır. Kabuk boruya soğuk akışkanın giriş ve çıkış bölmeleri de 50 mm çapındaki kanallardan gerçekleştirilmektedir. Ayrıca akışkanların dolaştığı hem kabuk hem de helisel tüpün uzunluğu 265 mm olarak belirlenmiştir. Ayrıca hem boru hem de kabuk yapının malzemesi için çelik tercih edilmiştir.

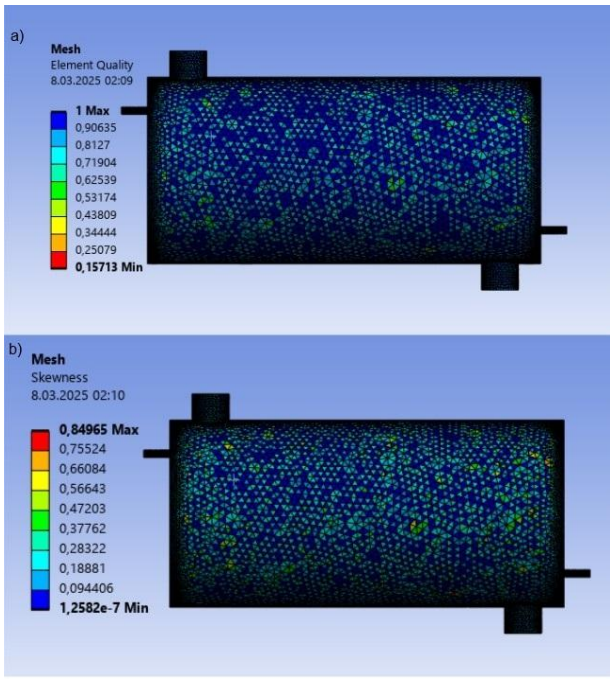
Gerçekleştirilen analizlerin doğru bir sonuca ulaşabilmesi için mesh yapısı büyük önem taşımaktadır. Bu anlamda mevcut analizde modellenen sisteme size işlemi uygulanmış ve Ortogonal mesh uygulaması yapılmıştır. Modellenmiş olan ısı değiştiriciye 20208555 element uygulanmıştır. Şekil 2, mevcut modele uygulanan mesh yapısını göstermektedir. Diğer bir yandan uygulanan mesh yapısının analizi için element kalitesi ve eğrilik yarıçapı değerinin incelenmesi gerekmektedir. Mesh yapısının doğruluğu için element kalitesinin 1'e yaklaşması beklenirken, eğrilik yarıçapı değerinin de 0'a yakın olması istenen bir durumdur. Şekil 3, mevcut modele uygulanan mesh yapısının element kalitesini ve eğrilik yarıçapı değerini göstermektedir.



Şekil 2. Modellenen ısı değiştiricinin a) kabuk, b) borunun mesh yapısı

Tablo 1. Yapılan sayısal analizlerde belirlenen sınır şartlar

Sınır Şartlar	**Değerler**
Türbülans modeli	k-ɛpsilon
Malzeme cinsi	Çelik
Soğuk akışkan sıcaklığı	20 °C
Sıcak akışkan sıcaklığı	40 °C
Soğuk akışkan akış hızı	0.4881 m/s 0.9762 m/s
Sıcak akışkan sıcaklığı	0.0936 m/s 0.1872 m/s
Soğuk akışkan tipi	Su Su/%1 H-bn+grafen Su/%3 H-bn+grafen
Sıcak akışkan tipi	Su



Şekil 3. Modele uygulanan mesh yapısına bağlı olarak a) eleman kalitesi b) çarpıklık değerleri

Son olarak mevcut analizlerin gerçekleştirilmesi için sınır koşulların belirlenmesi gerekmektedir. Yapılacak olan analizler için türbülans modeli k-εpsilon olarak tercih edilmiştir. Daha sonra yapı malzemeleri de çelik olarak belirlenmiştir. Ayrıca akışkanlar ise kabuk model içerisinde sıcak akışkan olan su, tüp borular içinde ise soğuk akışkan olan hibrit nanoakışkanlar dolaşmaktadır. Mevcut çalışmada hibrit su bazlı hacimce %1 ve %3 konsantrasyonlarda H-bn+grafen nanoakışkanları kullanılmıştır. Bunun yanı sıra sıcak akışkan ısı değiştiriciye 40 °C sıcaklıkta girerken soğuk akışkan 20°C girmektedir. Sırasıyla Re=5000 ve Re=10000 şartları altında mevcut analizler tamamlanmıştır. Tablo 1, yapılan analizlerdeki sınır koşulları göstermektedir.

MATEMATİKSEL MODEL

Mevcut analizlerin gerçekleştirilmesinde ANSYS Fluent® yazılımı kullanılmaktadır. Sayısal analizde durumun zamana bağlı olarak gerçekleşmesi göz ardı edilir ve kütlenin korunumu kabul edilir. Bu anlamda **Eş. (1)** kütlenin korunumunu ifade etmektedir (Torri vd., 2024):

$$\frac{\partial \bar{\rho}}{\partial t} + \frac{\partial(\bar{\rho}\widetilde{u_i})}{\partial x_i} = 0 \qquad (1)$$

Diğer bir önemli durum momentumun korunumudur. Bu anlamda **Eş (2)** momentumun korunumunu ifade etmektedir:

$$\frac{\partial(\bar{\rho}\widetilde{u_i})}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i}\left[\left(\bar{\rho}\tilde{u}_i\tilde{u}_j\right) + \left(\rho\overline{u_i'' u_j''}\right)\right] = -\frac{\partial(\bar{\rho}\delta_{ij})}{\partial x_j} + \frac{\partial(\bar{\tau}_{ij})}{\partial x_j} \qquad (2)$$

Son olarak sıcaklık değişimlerini görmek için enerji ifadesi büyük önem taşımaktadır. **Eş. (3)**, enerjinin korunumunu ifade etmektedir:

$$\frac{\partial(\bar{\rho}\widetilde{e_0})}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}\left[(\bar{\rho}\tilde{u}_i\tilde{e_0}) + (\rho\overline{u_i'' e_0''})\right] = -\frac{\partial \overline{u_j}\bar{p}}{\partial x_j} - \frac{\partial \overline{u_j}''\bar{p}}{\partial x_j} + \frac{\partial u_i \tau_{ij}}{\partial x_j} - \frac{\partial \overline{q_j}}{\partial x_j} \qquad (3)$$

Türbülans enerjisi için (k), ısı taşınımı denklemi aşağıdaki gibi ifade edilebilir (**Eş. (4)**) (Tuncer vd., 2021):

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \overline{u_i} k)}{\partial X_i} = -\rho u_i' u_j' \frac{\partial \overline{u_i}}{\partial t} - \rho\varepsilon + \frac{\partial}{\partial X_i}\left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon}\right)\frac{\partial}{\partial X_j}\right] \qquad (4)$$

Ayrıca dağılım oranı (ε) **Eş. (5)** ile belirtilebilir (Torri vd., 2024):

$$\frac{\partial(\rho\varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \overline{u_i}\varepsilon)}{\partial X_i} = C_{1\varepsilon} P_k \frac{\varepsilon}{k} + C_{2\varepsilon} P_k \frac{\varepsilon^2}{k} + \frac{\partial}{\partial X_j}\left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon}\right)\frac{\partial \varepsilon}{\partial X_j}\right] \qquad (5)$$

Türbülans uzunluğu ve girdap viskozitesinin ölçeği, sırasıyla, **Eş. (6)** ve **Eş. (7)** ile gösterilebilir (Tuncer vd., 2021):

$$\varepsilon = \frac{k^{3/2}}{L_t} \qquad (6)$$

$$\mu_t = \rho C_\mu L_t \sqrt{k} = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \qquad (7)$$

Diğer yandan Reynolds sayısı için **Eş. (8)** kullanılabilir (Zhao vd., 2022):

$$Re = \frac{\rho v d}{\mu} \qquad (8)$$

Ayrıca Nu sayısı için Eş. (9) kullanılabilmektedir (Zhang vd., 2016):

$$Nu = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4} \qquad (9)$$

Elde edilen sıcaklık farkları doğrultusunda ısı transfer hızı **Eş. (10)** ile elde edilebilir (Zhao vd., 2022):

$$Q = m C_p \Delta T_{ln} \qquad (10)$$

Burada ΔT_{ln} logaritmik sıcaklık farkını ifade eder ve **Eş. (11)** ile elde edilebilir (Zhao vd., 2022):

$$\Delta T_{ln} = \frac{(T_C - T_B) - (T_D - T_A)}{\ln\left(\frac{T_C - T_B}{T_D - T_A}\right)} \qquad (11)$$

Son olarak hazırlanan nanoakışkanların yoğunluğu, özgül ısısı, termal iletkenliği ve viskozitesi en temel parametrelerdir. **Eş. (12)**, **Eş. (13)**, **Eş. (14)** ve **Eş. (15)** sırasıyla nanoakışkanların yoğunluğu, özgül ısısı, termal iletkenliği ve viskozitesini hesaplamak için kullanılabilir (Aytaç vd., 2023):

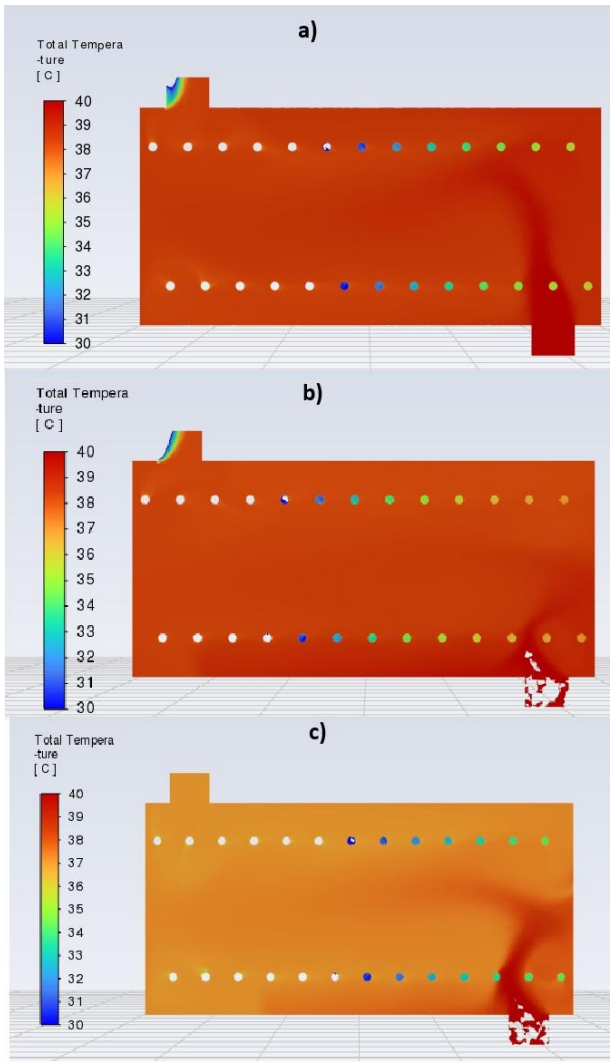
$$\rho_{nf} = (1 - \emptyset)\rho_w + \emptyset\rho_p \quad (12)$$

$$C_{p,nf} = (1 - \emptyset)C_{p,w} + \emptyset C_{p,p} \quad (13)$$

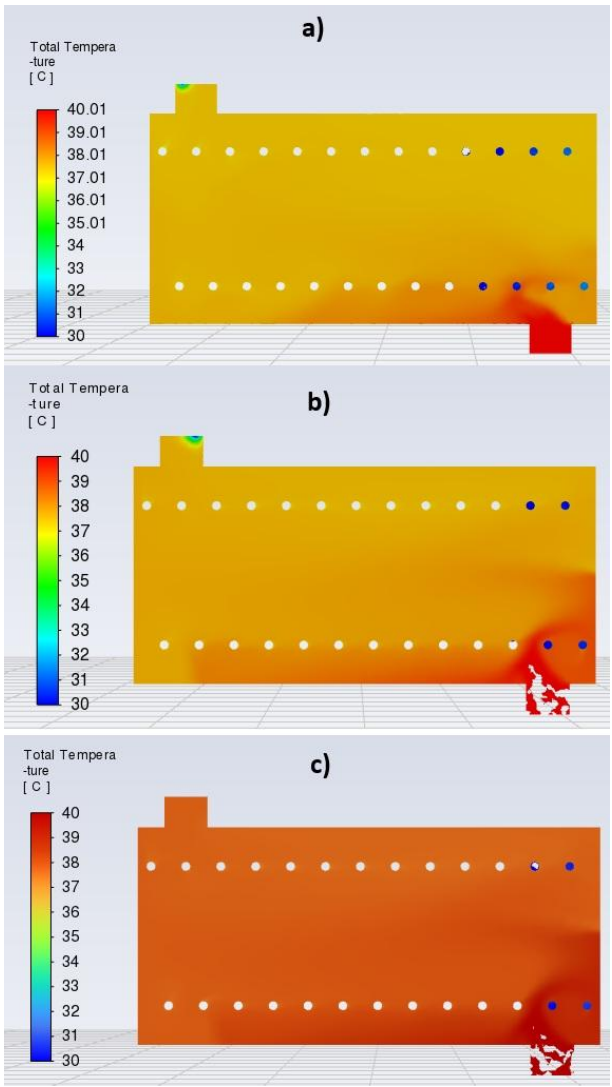
$$\frac{k_{nf}}{k_{bf}} = \frac{k_{np}+2k_{bf}+2\emptyset(k_{np}-k_{nf})}{k_{np}+2k_{bf}-\emptyset(k_{np}-k_{nf})} \quad (14)$$

$$\mu_{nf} = \mu_{bf}(1 + 2.5\emptyset) \quad (15)$$

TARTIŞMA



Şekil 4. Re=5000 şartlarında a) su, b) h-BN+grafen/saf su (%1) c) h-BN+grafen/saf su (%3) soğutucu akışkanı için suyun sıcaklık değişimi

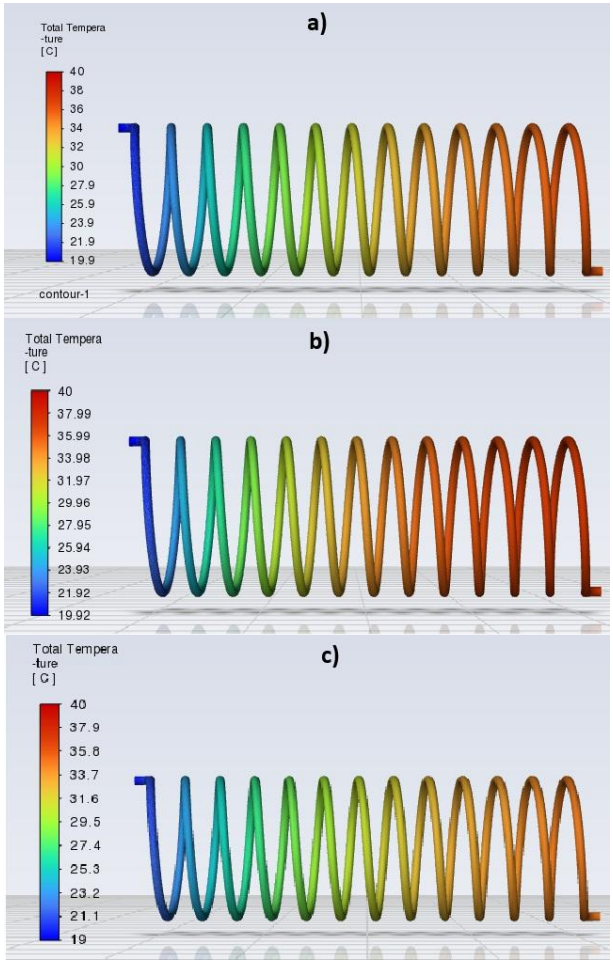


Şekil 5. Re=10000 şartlarında a) su, b) h-BN+grafen/saf su (%1) c) h-BN+grafen/saf su (%3) soğutucu akışkanı için suyun sıcaklık değişimi

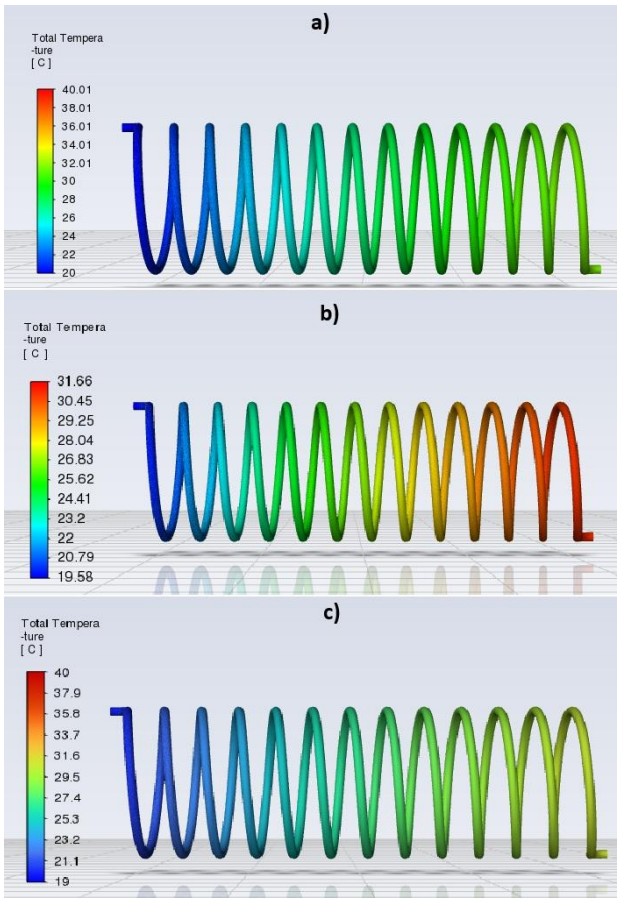
Bu bölümde yapılan sayısal analizlerden elde edilen sonuçlar paylaşılmıştır. Elde edilen sonuçlarda saf suya kıyasla hibrit nanoakışkan kullanımı akışkanın soğutulmasında önemli bir etkiye sahip olduğu görülmektedir. Saf suya kıyasla hibrit nanoakışkan kullanımı 2 °C ile 3 °C arasında daha fazla soğutma imkanı sunmaktadır. Küçük yapıda modellenen bu ısı değiştiricinin daha büyük boyutlarda üretilmesi bu oranı ciddi oranda arttırabilir. Bu anlamda şekil 4 ve şekil 5 sırasıyla Re=5000 ve Re=10000 sayıları altında farklı nanoakışkan şartlarında meydana gelen soğuma miktarını belirtmektedir. Bunun yanı sıra sistem performansını etkileyen diğer bir etmen Re sayısıdır. Re sayısındaki artış da soğuma miktarını doğrudan etkilemektedir. Soğutucu akışkan sürekli olarak sirküle edilmesi sistem performansını arttırmakta ve daha yüksek verimlilik sağlayabilmektedir.

Diğer yandan soğutucu akışkan üzerindeki değişimler de dikkat edilmesi gereken diğer bir durumdur. Şekil 6 ve şekil 7 sırasıyla Re=5000 ve Re=10000 sayıları altında soğutucu akışkanların sıcaklık değişimlerini

göstermektedir. Bu anlamda maksimum oranda ısınan akışkan h-BN+grafen/saf su (%1)'dir.

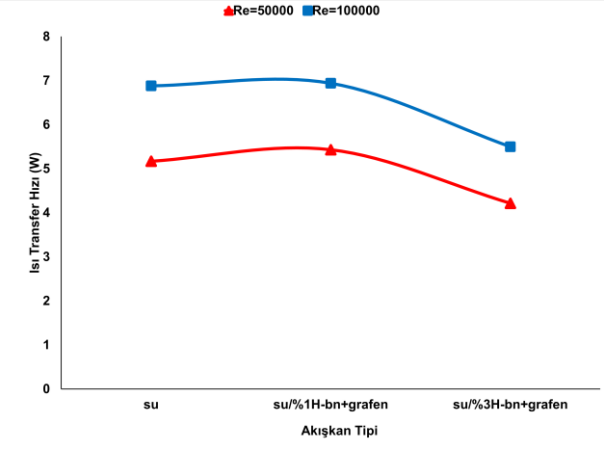


Şekil 6. Re=5000 şartlarında a) su, b) h-BN+grafen/saf su (%1) c) h-BN+grafen/saf su (%3) soğutucu akışkanının sıcaklık değişimi



Şekil 7. Re=10000 şartlarında a) su, b) h-BN+grafen/saf su (%1) c) h-BN+grafen/saf su (%3) soğutucu akışkanının sıcaklık değişimi

Son olarak modellenmiş olan ısı değiştiricinin performansını analiz etmeye olanak tanıyan parametre ısı transfer hızıdır. Şekil 8, farklı Re sayıları altında hazırlanmış olan hibrit nanoakışkanlar ile gerçekleşen ısı transferini belirtmektedir. Re=5000 için saf su, h-BN+grafen/saf su (%1) ve h-BN+grafen/saf su (%3) için sırasıyla 5,04 W, 5,30 W ve 4,11 W'dır. Re=10000 için saf su, h-BN+grafen/saf su (%1) ve h-BN+grafen/saf su (%3) için sırasıyla 7,05 W, 7,10 W ve 5,62 W'dır. Sonuçlara bağlı olarak Re sayısındaki artış ısı transferi üzerinde doğrudan etkiye sahiptir. Yüksek Re sayıları ile ısı transferinin iyileştirilebileceği görülmektedir. Diğer yandan hibrit nanoakışkan kullanımı ısı transferini iyileştirmektedir. Fakat yüksek konsantrasyonlardaki nanoakışkanların viskozitesi de önemli ölçüde artış göstermektedir. Bu anlamda uygun nanoakışkan konsantrasyonunu bulmak büyük önem taşımaktadır. Mevcut modelde ısı transfer hızı açısından en iyi sonuç su/%1H-bn+grafen soğutucu akışkanına sahip modelden elde edilmiştir.



Şekil 8. Modellenmiş olan ısı değiştiricide meydana gelen ısı transferi

SONUÇ

Bu çalışmada helisel bir ısı değiştiricinin su bazlı hibrit nanoakışkan şartları altında analizleri. Yapılan bu analizler için ANSYS Fluent yazılımı kullanılmış ve HAD yaklaşımından yararlanılmıştır. Başlangıçta her iki akışkanın da su olduğu şartlar altında inceleme yapılmıştır. Daha sonra soğutucu akışkan olarak sırasıyla h-BN+grafen/saf su (%1) ve h-BN+grafen/saf su (%3) hibrit nanoakışkanları kullanılmıştır. Yapılan analizler sonucunda şu sonuçlar elde edilmiştir.

- Hibrit nanoakışkan kullanımı soğutma performansını doğrudan etkilemektedir. Yüksek konsantrasyon daha iyi bir soğutma imkanı sağlamaktadır.
- Atık ısı kullanım imkânı sunan sistemlerde hibrit nanoakışkan kullanımının performans artışı sağlayabileceği görülmektedir.
- Reynolds sayısındaki artış da soğutma performansını arttırmaktadır.
- Isı transfer hızı incelendiğinde maksimum performans Re=10000 için su/%1H-bn+grafen soğutucu akışkanına sahip modelden elde edilmiştir.
- Nanoakışkan konsantrasyonundaki artış vizkoz etkileri arttırmakta ve bu yüzden iyi bir optimizasyon sağlanmalıdır.
- Reynolds sayısındaki artış da ısı transferini önemli ölçüde iyileştirdiği görülmüştür.

Yapılan analizler sonucunda helisel bir ısı değiştiricinin hibrit nanoakışkan koşullarında performansı araştırılmıştır. Uygun konsantrasyonlardaki nanoakışkanların kullanımı ile sistem performansı arttırılabilir. Bunun yanı sıra yüksek Re sayıları da sistem performansında önemli bir etkiye sahiptir.

SEMBOLLER

A	Alan [m2]
D	Hidrolik çap [m]
H-bn	Hexagonal boron
Re	Reynolds sayısı
Nu	Nusselt sayısı
Pr	Prandtl sayısı
T_A	Soğuk akışkan giriş sıcaklığı [°C]
T_B	Soğuk akışkan çıkış sıcaklığı [°C]
T_C	Sıcak akışkan giriş sıcaklığı [°C]
T_D	Sıcak akışkan çıkış sıcaklığı [°C]
U	Hız [m/s]
Q	Isı transfer hızı [W]
W	Watt
ρ	Yoğunluk [kg/m3]
μ	Viskozite [Pa.s]
k	Termal iletkenlik [W/m.K]
Cp	Özgül ısı [J/kg.K]
ε	Türbülans uzunluğu [m]
Ø	Konsantrasyon
nf	Nanoakışkan
bf	Baz akışkan
np	Nanoparçacık

KAYNAKLAR

Abeykoon, C., 2020. "Compact heat exchangers - Design and optimization with CFD." *International Journal Of Heat And Mass Transfer*, 146, 118766,

Atalla, B., 2019. Experimental investigation of heat transfer and pressure drop of SiO2/water nanofluid through conduits with altered cross-sectional shapes. *Heat Mass Transfer*, 55.

Aytaç, İ., Tuncer, A. D., Khanlari, A., Variyenli, H. İ., Mantıcı, S., Güngör, L., & Ünvar, S. 2023. "Investigating the effects of using MgO-CuO/water hybrid nanofluid in an evacuated solar water collector: A comprehensive survey." *Thermal Science and Engineering Progress*, 39, 101688.

Behera, M., Nayak, J., Bal, S., 2024. "Heat transfer analysis of CuO-ZnO/water hybrid nanofluid in a Shell and tube heat exchanger with various tube shapes." *International Journal of Thermofluids*, 24, 100972.

Dhaidan, NS, Hassan, AF, Al-Gaheeshi , AMR, Al-Mousawi, FN, Homod, RZ, 2023. Experimental investigation of thermal characteristics of phase change material in finned heat exchangers, *Journal of Energy Storage*, 71, 108162

Dongellini, M., Naldi, C., Cancellara, S., & Morini, G. L., 2022. Experimental measurements of thermal–hydraulic performance of aluminum-foam water-to-air heat exchangers for a HVAC application. *Applied Thermal Engineering*, 213, 118716.

Dos Santos, F. S., do Nascimento, E. O., Farooq, M., Cabezas-Gómez, L., & Bandarra Filho, E. P. 2025. Enhancing heat exchanger efficiency with carbon-based nanofluids: An experimental and numerical study. *Diamond and Related Materials*, 153, 1120.

Fares, M., AL-Mayyahi, M., AL-Saad, M., 2020. Heat transfer analysis of a shell and tube heat exchanger

operated with graphene nanofluids. *Case Studies in Thermal Engineering*, 18, 100584.

Gnanavel, C., Saravanan, R., Chandrasekaran, M., , 2020. "Heat transfer augmentation by nano-fluids and circular fin insert in double tube heat exchanger–A numerical exploration." *Materials Today: Proceedings*, 21.

Jawed, M., Saeed, A., Mohsen, S., 2022. "Economic and thermo-hydraulic features of multiphase nanofluids in a heat exchanger equipped with novel turbulators: A numerical study." *Engineering Analysis with Boundary Elements*, 144.

Kadhim, SA., Hammoodi, KA., Askar, AH., Rashid, FL., Wahhab, HAA., 2024. Feasibility review of using copper oxide nanofluid to improve heat transfer in the double-tube heat exchanger. *Results in Engineering*, 14, 103227.

Kalaiselvam, S., Karthik, P., & Prakash, S. R., 2009. Numerical investigation of heat transfer and pressure drop characteristics of tube–fin heat exchangers in ice slurry HVAC system. *Applied Thermal Engineering*, 29(8-9), 1831-1839.

Maccarini, A., Hultmark, G., Bergsøe, N. C., & Afshari, A., 2018. Free cooling potential of a PCM-based heat exchanger coupled with a novel HVAC system for simultaneous heating and cooling of buildings. *Sustainable Cities and Society*, 42, 384-395.

Promoppatum, P., Yao, S. C., Hultz, T., & Agee, D., 2017. Experimental and numerical investigation of the cross-flow PCM heat exchanger for the energy saving of building HVAC. *Energy and Buildings*, 138, 468-478.

Sharma, R. K., Kumar, A., & Rakshit, D., 2025. Performance analysis of an HVAC system retrofitted with nano-enhanced phase change material-based heat exchanger. *Energy*, 136836.

Torri, F., Berni, F., Giacalone, M., Mantovani, S., Defanti, S., Colombini, G., ... & Fontanesi, S. 2024. "A methodology to reduce the computational effort in 3D-CFD simulations of plate-fin heat exchangers". *Applied Thermal Engineering*, 122843.

Tuncer, A. D., Sözen, A., Khanlari, A., Gürbüz, E. Y., & Variyenli, H. İ. 2021. "Analysis of thermal performance of an improved shell and helically coiled heat exchanger." *Applied Thermal Engineering*, 184, 116272.

Vivekanandan, M., Saravanan, G., Vijayan, V., Gopalakrishnan, K., Phani Krishna, J., 2021 . "Experimental and CFD investigation of spiral tube heat exchanger." *Materials Today:Proceedings*, 37.

Zhang, B., Yang, Y., Wu, Y., 2025. "Study on the performance of a novel sinusoidal staggered shell and tube heat exchanger without baffle with experiment verification and CFD modeling." *Journal of Energy Storage*, 114,

Zhang, X., Wang, Y., Cang, P., & Wang, R. 2016. Experimental investigation of thermal hydraulic performance of heat exchangers with different Reynolds numbers on both air-side and water-side. *Applied Thermal Engineering*, 99, 1331-1339.

Zhao, Z., Luo, L., Du, W., Wang, S., Zhou, X., & Sundén, B. 2022. Experimental study on the augmented Nusselt number of the endwall through a square-sectioned sharp-turn channel using novel heat exchanger. International *Journal of Heat and Mass Transfer*, 192, 122920.

VİDALI KOMPRESÖRLERDE YENİ NESİL SİKLON TİPİ YAĞ SEPERATÖRÜ UYGULAMASININ CFD VE DENEYSEL TABANLI İNCELENMESİ

Ahmet AYDIN*, Enes SOLAK, Tahsin ENGİN*****
*Sakarya Uygulamalı Bilimler Üniversitesi Hendek MYO Makine ve Metal Teknolojileri Bölümü Makine Programı Serdivan/SAKARYA, aahmet@subu.edu.tr
Reynolds İleri Müh. Ltd. Şti. Sakarya Üniversitesi Teknokent Binası A Blok Serdivan/Sakarya
** Mehmet Özen Makina A.Ş. Konya Organize Sanayi Bölgesi Büyük, 10690. Sk. No:4, 42300 Selçuklu , KONYA, enes.solak@ozenkomperesor.com.tr
*** İstanbul Teknik Üniversitesi Makina Mühendisliği Bölümü, Gümüşsuyu Kampüsü tengin@itu.edu.tr
Reynolds İleri Müh. Ltd. Şti. Sakarya Üniversitesi Teknokent Binası A Blok Serdivan/Sakarya

Özet: Siklon tipi seperatörler katı-gaz, sıvı-gaz ayrıştırmaların başta olmak üzere endüstrinin birçok alanında yaygın olarak kullanılmaktadır. Basınçlı hava sektöründe en yaygın kullanılan yağlı tip vidalı kompresörlerinde hava içerisinde yağ enjekte edilerek hem sürtünme hem de ısıl kontrol sağlanmaktadır. Kompresörden çıkan basınçlı hava/yağ karışımının ayrıştırılarak sisteme verilmesi gerekmektedir. Bu kapsamda yağ-hava karışımlarının ayrıştırılması amacıyla siklon tipi seperatörler kullanılmaktadır. Bu çalışma kapsamında siklon tipi seperatörlerin ayrıştırma verimliliğini artırmak amacıyla siklon tipi ayrıştırılacarda yapılan kavramsal geliştirme çalışmalarının CFD ve deneysel tabanlı incelemesi ele alınmıştır. Yapılan çalışmada seperasyon verimliliğinde %54, basınç kaybında ise %70 iyileşme sağlanmıştır.
Anahtar Kelimler: Seperatör, Ayrıştırıcı, CFD, Deneysel

CFD AND EXPERIMENTALLY BASED INVESTIGATION OF NEW GENERATION CYCLONE TYPE OIL SEPARATOR APPLICATION IN SCREW COMPRESSORS

Abstract: Cyclone type separators are widely used in many areas of industry, especially in solid-gas, liquid-gas separation. In the most widely used oil type screw compressors in the compressed air sector, both friction and thermal control are provided by injecting oil in the air. The compressed air/oil mixture coming out of the compressor must be separated and supplied to the system. In this context, cyclone type separators are used to separate oil-air mixtures. Within the scope of this study, CFD and experimental based investigation of the conceptual development studies carried out in cyclone type separators in order to increase the separation efficiency of cyclone type separators is discussed. The study achieved a 54% enhancement in separation efficiency and a 70% reduction in pressure drop.
Keywords: Seperator, Seperation, CFD, Experimental

GİRİŞ

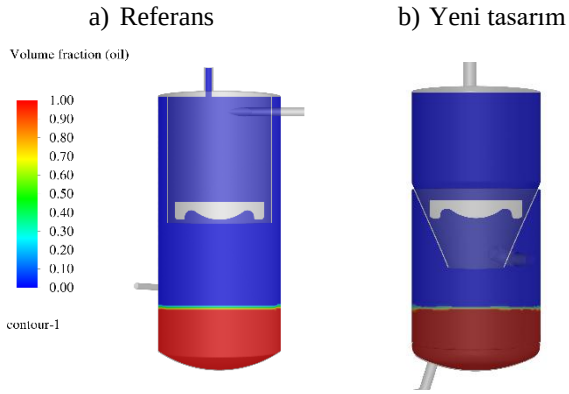
Yağlı tip vidalı kompresörler, endüstride basınçlı hava ihtiyacının olduğu yerlerde yaygınlıkla kullanılmaktadır. Vidalı kompresörlerde bulunan erkek rotorun motor ile tahrik edilmesi ile dişi rotorun erkek rotoru çizgisel temas sayesinde döner. Erkek rotorun lobu ile dişi rotorun yivi arasında kalan hava sıkıştırılır. Bu izentropik sıkıştırma sırasında hava sıcaklığının kontrol altında tutulması, erkek ve dişi arasında kuru sürtünmenin önüne geçilmesi, sistemin hacimsel veriminin artırılması amacıyla kompresör içerisine yağ enjekte edilir. Sıkıştırılmış yağ ve hava karışımının hatta temiz hava olarak verilmesi amacıyla kullanılan yağ-hava seperatörleri, düşük maliyet ve üretim kolaylığı nedeniyle siklon tipi olarak tercih edilir. Siklon tipi seperatörler, merkez kaç kuvveti etkisiyle yağ ve havayı birbirinden ayırır. Seperatörlerin alt kısmında kompresör yağ sirkülasyon debisine bağlı olarak belirlenen hacimde yağ bulunur. Bu yağ seperatör içerisindeki basınç ile sistemdeki bağlantıları, radyatör v.b. ekipmanların oluşturduğu sürekli ve yerel kayıplar ile kompresörün yağ emiş basıncına bağlı olarak oluşan debide kompresöre tekrar gönderilir. Seperatörlerin ayrıştırma verimliliğinin yüksek olması hatta verilen hava kalitesini artırırken; düşük basınç kaybı ile çalışması ise işletme maliyetlerini düşürmektedir. Literatürde bu siklon tipi ayrıştırıcı geometrilerinin deneysel ((Boysan et al., 1983; Dirgo and elsayedLeith, 1985; Lim et al., 2003; O'Doherty et al., 1999; Solero and Coghe, 2002; Xiang et al., 2001; Zhao et al., 2004) CFD tabanlı ((Azadi et al., 2010; Elsayed and Lacor, 2011; Elsayed Khairy and Lacor, 2010; Gimbun, 2008; Gimbun et al., 2005; O'Doherty et al., 1999; Safikhani et al., 2010)) tabanlı incelendiği saptanmıştır. Siklon tipi

seperatörlerde yapılan incelemeler genellikle geometrik tasarım parametrelerin ve yaklaşımlarının siklon ayrıştırma verimliliğine ve basınç düşüşüne etkisi üzerinedir. Elsayed ve arkadaşları (Elsayed and Lacor, 2011; Elsayed Khairy and Lacor, 2010) siklon giriş çapının siklon ayrıştırma verimliliğine ve basınç düşüşüne etkisini incelerken; Lim ve arkadaşları (Lim et al., 2003) birden fazla giriş olması durumunda siklon verimliliğine olan etkisini incelemiştir. Zhao ve arkadaşları (Zhao et al., 2004) (Zhao et al., 2004) ise simetrik spiral giriş geometrisinin siklon performansına olan etkisini araştırmıştır. Azadi ve arkadaşları (Azadi et al., 2010)siklon ana ölçülerinin siklon performansına olan etkisini incelemiştir. Alpagut (Mert ALPAGUT, n.d.) (Mert ALPAGUT, n.d.) yapmış olduğu çalışmada siklon geometrik parametrelerinin cevap yüzeyi optimizasyon tekniği ile optimizasyonunu yapmıştır. Elsayed ve Lacor (Elsayed Khairy and Lacor, 2010) ise minimum basınç kaybı için optimizasyon çalışması yürütmüştür. Kavramsal geliştirme çalışmalarında gövde geometrisi ve iç elemanlar tasarımda önemli bir yer tutmaktadır. Bunlardan en önemlisi konik boyutunun ayarlanmasıdır. Vora ve Patel (Vora and Patel, 2025) yağ seperatöründe kullanılan konik açısının yandan girişli olarak etkisinin nasıl olacağı ile ilgili deneysel bir çalışma ortaya koymuş ve farklı açılarda ölçümler gerçekleştirmiştir. 35 ° açı ile ile 0.41 bar basınç kaybı ile %88.6 ayrıştırma verimine ulaşmıştır. Guo ve arkadaşları (Guo et al., 2022) Fluent ayrıklaştırılmaz faz modeli (DPM) kullanılarak stairmand siklon seperatörünün içerisinde bulunan vorteks yönlendiricisi için çok amaç fonksiyonlu optimizasyonunu gerçekleştirmişlerdir. Wang ve arkadaşları (Wang et al., 2025) ise konvansiyonel yağ-gaz seperatörlerinde bulunan yağ seviyesinin etkisini DPM-to-VOF method kullanılarak taguchi metoduna göre optimizasyonunu gerçekleştirmiştir. Li ve arkadaşları (Li et al., 2022) ise gaz-katı seperatörlerinde akış giriş bölgesindeki tavan sacında modifikasyonlar uygulayarak modifikiasyonların seperasyon verimne olan etkisini CFD tabanlı incelemiştir.

Literatür çalışmaları incelendiğinde kavramsal geliştirme çalışmaları konik yapısına ve seperatör içi eklemelerle kısıtlıdır. Yapılan bu çalışmada literatüre ek olarak konik sacın dış gövdeye montajı yapılmış; iki farklı seperasyon bölgesi oluşturularak seperasyon verimine olan etkisi CFD ve deneysel olarak incelenmiştir. Bu kapsamda ana motivasyon seperatör tankı yüksekliği kısıtı içerisinde 740 mm tutularak seperasyon veriminin artırılması ve basınç kaybının referans tasarıma göre düşürülmesidir.

KAVRAMSAL GELİŞTİRME ÇALIŞMASI

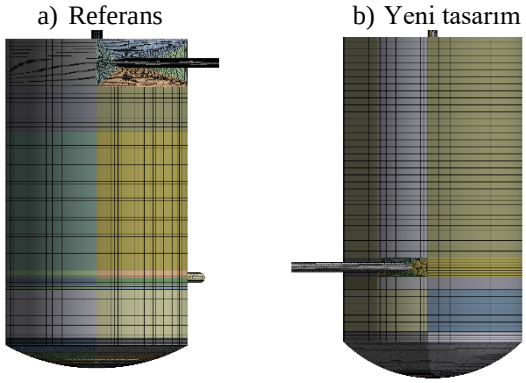
Kavramsal geliştirme çalışmaları kapsamında Şekil 1`de gösterilen iki farklı geometri hem CFD hem de deneysel olarak incelenmiştir. Şekil 1-a ile Şekil 1-b`yi ayıran iki temel farklılık bulunmaktadır. Bunlardan ilki aşağı doğru daralan konik yapı diğeri ise yağ/hava karışımının seperatör tankına giriş konumudur. Şekil 1-a yağ/hava karışımı seperatöre üstten girerken, Şekil 1-b`de ise 25 ° açı ile tankın ortasından teğetsel giriş sağlanmıştır. Böylece konik alt gövde ile yağ partiküllerin çökelmesi için daha az türbülanslı veya daha kontrollü bir akış alanı oluşturulmuştur. Ayrıca konik yapı sayesinde tankın seperasyon bölmesi tankın yarısı kadardır. Böylece artan teğetsel hız sayesinde seperasyon verimini artırması hedeflenmiştir.



Şekil 1. Siklon tipi ayrıştırıcı da uygulanan yaklaşımlar

CFD TABANLI ANALİZ ÇALIŞMALARI

Öncelikle bu iki farklı tasarım ANSYS design modeler kullanılarak sweep meshe uygun bir şekilde bloklara bölünmüştür. Böylece ANSYS Meshing aracı kullanılarak Şekil 2`de gösterildiği gibi sweep mesh yapısı ile örülmüştür.



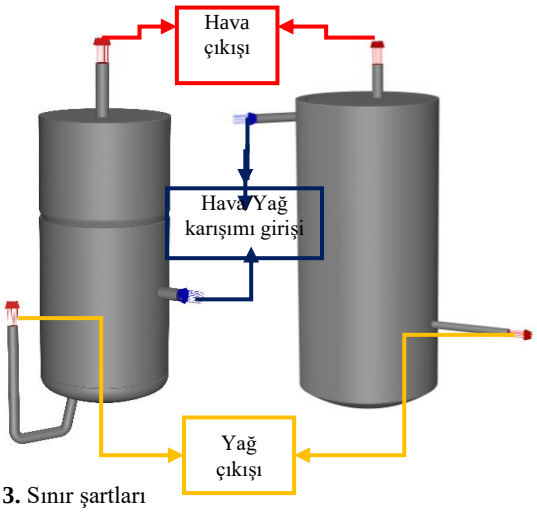
Şekil 2. Bloklanmış Çözüm Ağı

Bu çalışmada gerçekleştirilen CFD analizleri ANSYS Fluent yazılımı ile zamana bağlı (transient) olarak yürütülmüş, çözümde Navier–Stokes denklemleri ve çok fazlı akış için Volume of Fluid (VOF) modeli kullanılmıştır. Türbülans çözümü swirl akışa uygun olarak Reynolds Stress Model (RSM) – linear pressure-strain yaklaşımı ve standart duvar fonksiyonları ile gerçekleştirilmiştir. Analizler 0.0001 s zaman adımı ve her adımda 50 iterasyon ile yapılmıştır. CFD analizlerinde sayısal kararlılığı sağlamak ve çözüm hassasiyetini artırmak amacıyla taşınım terimlerinin ayrıklaştırılmasında "Second Order Upwind" şeması tercih edilmiştir. Çözüm ağı bağımsızlığı çalışmalar kapsamında VOF modelinde fazlar arası arayüzün doğru şekilde yakalanabilmesi için çözüm ağı üzerinde

hacimsel oran (volume fraction) arasında değişim maksimum 0.1 olacak şekilde çözüm ağı adaptasyonu çalışması her 20 zaman adımında bir gerçekleştirilmiştir. Böylece fazlar arası sınırda meydana gelen karmaşık akış yapılarının daha hassas biçimde çözümlenmesi sağlanmıştır. Bununla birlikte çözüm ağı yoğunluğu kritik noktalarda artırılarak çözüm ağının verimli kullanılması sağlanmıştır. Analiz 13 saniye gerçekleştirilirken, deneysel çalışma 1800 s. için gerçekleştirilmiştir. Deneysel çalışmada akışın kararlı hale gelmesi aynı zamanda filtrenin belirli doygunluğa erişmesi ile mümkün olmaktadır. Bundan dolayı CFD verileri ile deneysel çalışma kararlılığı farklı çıkmaktadır. Modelin sınır şartları için akış hacmine giriş ve çıkışlar
Şekil 3`de gösterilmiştir. Sınır şartları değerleri ise Tablo 1`de gösterilmiştir.

Tablo 1. Sınır şartları

	Sınır şartı	**Tür**	**Değer**
Giriş	Mass flow inlet	Hava:	0.196 kg/s
		Yağ:	2.271 kg/s
Çıkış	Pressure outlet	Hava:	0 Pa
		Yağ:	-8000 Pa



Şekil 3. Sınır şartları

Başlangıç şartları standart olarak belirlenmiş olup tüm değişkenler başlangıç şartı olarak 0 belirlenmiştir. Daha sonra Şekil 1`de gösterildiği gibi yağ bölgesi bir hacim olarak seçilerek bu bölgede hacimsel oranı yağ için 1 olarak tanımlanmıştır.

Deneysel Çalışma
Bu çalıma kapsamında vidalı kompresörün seperatör hat hava çıkışına Dusttrak DRX Aerosol marka partikül ölçüm cihazı bağlanmıştır. Ölçümler öncesi sistem 4 saat çalıştırılmış sistem kararlı hale geldikten sonra ölçümler gerçekleştirilmiştir.

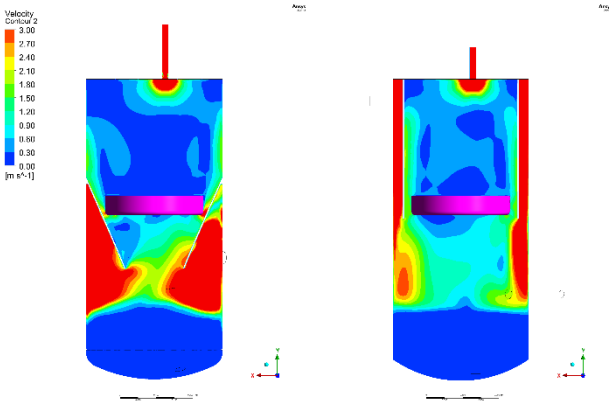


Şekil 4. Ölçüm bağlantıları

SONUÇLAR

Konik ve referans tasarım öncelikle CFD tabanlı karşılaştırılmıştır. Bu çalışmada kapsamında konik tasarıma geçilmesindeki ana motivasyon ilk ayrıştırma bölgesinde çizgisel hızları aynı geometrik kısıtlarda artırarak ayrıştırma verimliliği artırmaktır. Şekil 5`de konik ve referans tasarımın hız dağılımı gösterilmektedir. Bu kapsamda görüldüğü üzere ilk ayrıştırma bölgesinde oluşan yüksek hız sayesinde ince ayrıştırma bölgesi öncesi geçişte oluşan yüksek hız ayrıştırma kararlığını artırmıştır.

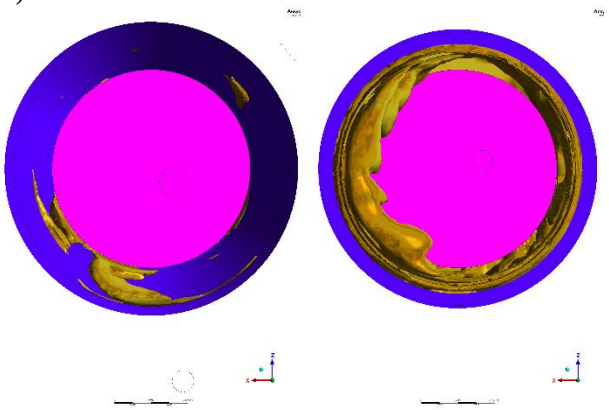
a) Konik tasarım Referans tasarım



Şekil 5. Hız dağılımı

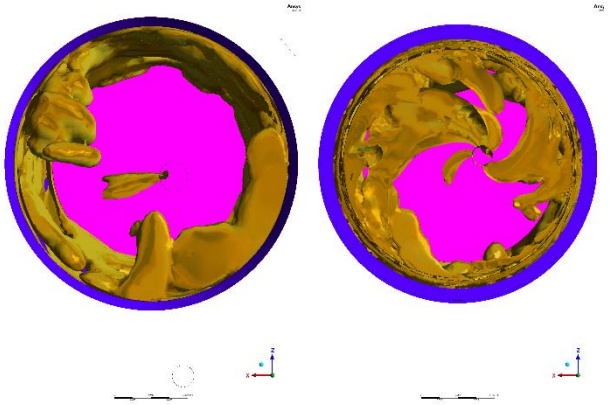
Şekil 6`da ince ayırma bölgesi yağ dağılımı 0.001 yağ hacimsel oranı referans alınarak 1. saniye için gösterilmiştir. Bu bölgede yeni tasarımın referans tasarıma göre düşük yoğunlukta yağa sahip olduğu görülmektedir. Şekil 7`de ise 12. Saniyede benzer yağ hacimsel oranı ayırma bölgesi yağ dağılımı gösterilmiştir. Görüldüğü üzere ince ayırma bölgesinde yağın yoğunluğu ayrıştırma verimliliğini net olarak ortaya koymuştur.

b) Konik tasarım Referans tasarım



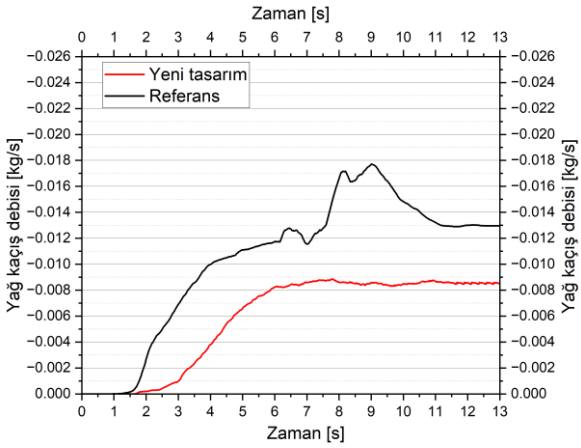
Şekil 6.1. saniyede ince ayırma bölgesi yağ dağılımı

a) Konik tasarım Referans tasarım



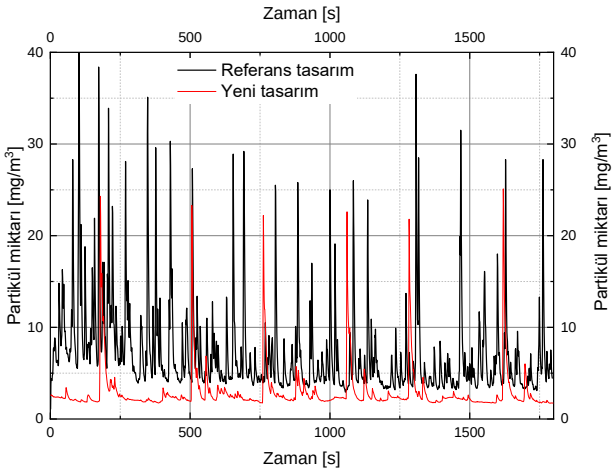
Şekil 7.12. saniyede ince ayırma bölgesi yağ dağılımı

Konik tasarım ve yeni tasarım çoklu faz modelinde zamana bağlı olarak 13 saniye boyunca incelenmiş ve çıkış hattı yağ kaçışı 50 zaman adımlı ortalaması Şekil 8`de gösterilmiştir. Yağ kaçışındaki kütlesel debide azalma gözükmektedir. Bununla birlikte konik tasarım 6. saniyede referans tasarım ise 11. Saniyede kararlı hale gemiştir.



Şekil 8. Karşılaştırmalı CFD sonuçları

Hava çıkış hattındaki yağ partikül ölçümleri 1800 s boyunca gerçekleştirilmiş ve ölçüm sonuçları Şekil 9`da gösterildiği gibi grafik haline dönüştürülmüştür. Grafikte sistemin kararlı hale geldiği gözükmektedir. Bununla birlikte 1800 [s]`nin aritmetik ortalması referans tasarım için 7 mg/m^3, yeni tasarım için ise 3.2 mg/m^3 ölçülmüştür. Bu kapsamda %54 iyileşme sağlanmıştır. Yapılan ölçümlerde Tablo 2`de gösterildiği gibi basınç kaybında %70 iyileşme gözlemlenmiştir.



Şekil 9. Karşılaştırmalı deneysel sonuçlar

Tablo 2. Karşılaştırmalı sonuçlar

	Referans	Yeni tasarım
Partikül ölçümü mg/m^3	7	3.2
Basınç kaybı [bar]	0.04	0.012

SONUÇ

Bu çalışma kapsamında boyutsal kısıtları olan bir tasarımın yapılan kavramsal geliştirme çalışmaları ile yağ partikülünde ve basınç kaybında düşüş hedeflenmiştir. Konik tasarım ile tank filtre bölgesi ve siklon bölgesi olarak iki bölgeye bölünmüştür. Böylece

siklon bölgesinde hava hızı yükselmiştir. Bu durum siklon seperasyon verimliğinin artmasını sağlamıştır. Bununla birlikte filtrasyon bölgesinde hava çizgisel hızı düşürülerek filtrasyon verimliliği artırılmış, bununla birlikte basınç kaybı azaltılmıştır. Bu avantajlar ile birlikte seperasyon verimliliğinde %54, basınç kaybında ise %70 iyileşme sağlanmıştır.
Bu çalışmalarda elde edilen bulgular ile yeni tasarımın parametrik hale getirilip optimize edilmesi hedeflenmektedir.

TEŞEKKÜR

Bu çalışma Mehmet Özen Makina A.Ş. bünyesinde, TÜBİTAK TEYDEB 1507 programı ile desteklenen "Yağlı Tip Vidalı Kompresörlerde Kullanılan Ayrıştırma Tankının Optimizasyonu, Tasarım Metodolojisi Geliştirilmesi, Prototip İmalatı ve Testi" başlıklı 7240214 numaralı proje kapsamında gerçekleştirilmiştir. Sağladığı finansal destek için TÜBİTAK'a ve proje sürecinde katkı sunan tüm proje paydaşlarına teşekkür ederiz.

KAYNAKÇA

Azadi, Mehdi, Azadi, Mohsen, Mohebbi, A., 2010. A CFD study of the effect of cyclone size on its performance parameters. J Hazard Mater 182, 835–841. https://doi.org/10.1016/J.JHAZMAT.2010.06.115

Boysan, F., Ewan, B.C.R., Swithenbank, J., Ayers, W.H., 1983. EXPERIMENTAL AND THEORETICAL STUDIES OF CYCLONE SEPARATOR AERODYNAMICS, in: Powtech '83 Particle Technology. Elsevier, pp. 305–319. https://doi.org/10.1016/B978-0-08-028785-0.50025-3

Dirgo, J., Leith, D., 1985. Cyclone Collection Efficiency: Comparison of Experimental Results with Theoretical Predictions. Aerosol Science and Technology 4, 401–415. https://doi.org/10.1080/02786828508959066

Elsayed, K., Lacor, C., 2011. The effect of cyclone inlet dimensions on the flow pattern and performance. Appl Math Model 35, 1952–1968. https://doi.org/10.1016/J.APM.2010.11.007

Elsayed Khairy, K., Lacor, C., 2010. Optimization of the cyclone separator geometry for minimum pressure drop using mathematical models and CFD simulations. Chem Eng Sci 65, 6048–6058. https://doi.org/10.1016/J.CES.2010.08.042

Gimbun, J., 2008. CFD Simulation of Aerocyclone Hydrodynamics and Performance at Extreme Temperature. Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics 2, 22–29. https://doi.org/10.1080/19942060.2008.11015208

Gimbun, J., Chuah, T.G., Choong, T.S.Y., Fakhru'l-Razi, A., 2005. A CFD Study on the Prediction of Cyclone Collection Efficiency. International Journal for Computational Methods in Engineering Science and Mechanics 6, 161–168. https://doi.org/10.1080/15502280590923649

Griffiths, W.D., Boysan, F., 1996. Computational fluid dynamics (CFD) and empirical modelling of the performance of a number of cyclone samplers. J Aerosol Sci 27, 281–304. https://doi.org/10.1016/0021-8502(95)00549-8

Guo, M., Le, D.K., Sun, X., Yoon, J.Y., 2022. Multi-objective optimization of a novel vortex finder for performance improvement of cyclone separator. Powder Technol 410, 117856. https://doi.org/10.1016/j.powtec.2022.117856

Li, W., Huang, Z., Li, G., Ye, C., 2022. Effects of different cylinder roof structures on the vortex of cyclone separators. Sep Purif Technol 296, 121370. https://doi.org/10.1016/J.SEPPUR.2022.121370

Lim, K.S., Kwon, S.B., Lee, K.W., 2003. Characteristics of the collection efficiency for a double inlet cyclone with clean air. J Aerosol Sci 34, 1085–1095. https://doi.org/10.1016/S0021-8502(03)00079-X

Mert ALPAGUT, n.d. PERFORMANCE ANALYSIS OF AIR-OIL SEPARATOR TANK IN OIL INJECTED ROTARY SCREW COMPRESSORS WITH CFD METHODS. Istanbul Technical University, İstanbul.

O'Doherty, T., Griffiths, A.J., Syred, N., Bowen, P.J., Fick, W., 1999. Experimental Analysis of Rotating Instabilities in Swirling and Cyclonic Flows. Developments in Chemical Engineering and Mineral Processing 7, 245–267. https://doi.org/10.1002/apj.5500070302

Safikhani, H., Akhavan-Behabadi, M.A., Shams, M., Rahimyan, M.H., 2010. Numerical simulation of flow field in three types of standard cyclone separators. Advanced Powder Technology 21, 435–442. https://doi.org/10.1016/J.APT.2010.01.002

Solero, G., Coghe, A., 2002. Experimental fluid dynamic characterization of a cyclone chamber. Exp Therm Fluid Sci 27, 87–96. https://doi.org/10.1016/S0894-1777(02)00221-2

Vora, N.M., Patel, V.K., 2025. Experimental investigation and economic assessment of angular position of a taper disc and its effect on separation efficiency and pressure drop in the air-oil separator of a screw compressor. International Journal of Thermofluids 26, 101044. https://doi.org/10.1016/J.IJFT.2024.101044

Wang, L., Du, W., Liu, R., Feng, J., Peng, X., Cao, F., 2025. Multi-Objective optimization of oil–gas cyclone separators considering liquid storage in the tank bottom. Sep Purif Technol 374, 133521. https://doi.org/10.1016/J.SEPPUR.2025.133521

Xiang, R., Park, S.H., Lee, K.W., 2001. Effects of cone dimension on cyclone performance. J Aerosol Sci 32, 549–561. https://doi.org/10.1016/S0021-8502(00)00094-X

Zhao, B., Shen, H., Kang, Y., 2004. Development of a symmetrical spiral inlet to improve cyclone separator performance. Powder Technol 145, 47–50. https://doi.org/10.1016/J.POWTEC.2004.06.001

EXPERİMENTAL INVESTİGATİON OF AN ADVERSE CURVED SLOT FLAP ON THE AERODYNAMİC PERFORMANCE OF A NACA 63(4)-421 AİRFOİL

Himmet Erdi TANÜRÜN*
*Kahramanmaraş İstiklal Üniversitesi, Elbistan Mühendislik Fakültesi, Enerji Sistemler Mühendisliği Bölümü, 46300 Elbistan, KAHRAMANMARAŞ, erdi.tanurun@istiklal.edu.tr

Abstract: In this study, the aerodynamic performance of a flat slotted flap (S1), integrated into the NACA 63(4)-421 airfoil, was experimentally investigated and compared with the baseline (B1). Experiments were carried out in a suction-type subsonic wind tunnel and included both force measurements and surface oil flow visualizations (SOFV). Force measurements were performed at attack of angles (AoAs) ranging from –5° to 28° with 3° increments, while SOFV tests were conducted at three representative AoA values (4°, 10°, and 22°) to characterize the low, moderate, and high aerodynamic loading conditions. Key performance parameters—lift coefficient (C_L), drag coefficient (C_D), and lift-to-drag ratio (C_L/C_D)—were analyzed in detail. The SOFV technique provided insight into flow structures such as separation lines, reattachment regions, and laminar separation bubbles. Results showed that at low and moderate AoA, the vertical jet flow generated from the slot exit interfered with the near-wall main flow and disrupted surface attachment, leading to reduced aerodynamic efficiency and degraded C_L/C_D performance. At high AoA, however, the slot-induced jet partially adhered to the surface and generated a local pressure effect that slightly improved post-stall behavior, despite the absence of flow merging. Overall, the slotted model did not provide a performance improvement under normal operating conditions and was found to have limited aerodynamic benefit only in the post-stall regime. Future work should focus on geometric modifications to the slot exit to promote flow alignment and enhance its merging capability with the main boundary layer.
Keywords: Surface oil flow visualization (SOFV), Flow separation, Passive flow control (PFC).

NACA 63(4)-421 KANAT PROFILI ÜZERINDEKI FLAT SLOT FLAP YAPISININ AERODINAMIK PERFORMANSINA ETKISININ DENEYSEL İNCELEMESI

Özet: Bu çalışmada, NACA 63(4)-421 profil kanadına entegre edilen düz yarıklı flap (S1) konfigürasyonunun aerodinamik performansı deneysel olarak incelenmiş ve referans (B1) ile karşılaştırılmıştır. Deneyler, emişli tip alçak hızlı bir rüzgar tünelinde gerçekleştirilmiş olup, hem kuvvet ölçümleri hem de yüzey yağ akışı görselleştirme (SOFV) yöntemleri kullanılmıştır. Kuvvet ölçümleri, -5° ile 28° arasındaki hücum açılarında 3°'lik artışlarla yapılırken, SOFV testleri düşük, orta ve yüksek aerodinamik yükleme koşullarını temsil eden üç hücum açısında (4°, 10° ve 22°) gerçekleştirilmiştir. Kaldırma katsayısı (C_L), sürükleme katsayısı (C_D) ve kaldırma/sürükleme oranı (C_L/C_D) gibi temel performans parametreleri ayrıntılı olarak analiz edilmiştir. SOFV yöntemi, ayrılma çizgileri, yeniden yapışma bölgeleri ve laminer ayrılma kabarcıkları gibi akış yapılarını görselleştirmeye olanak sağlamıştır. Elde edilen sonuçlara göre, düşük ve orta hücum açıları altında slot çıkışından kaynaklanan dikey jet akışı, yüzeye yakın ana akışla etkileşime girerek akışın yüzeyde tutunmasını bozmuş ve aerodinamik verimliliğin düşmesine yol açmıştır. Ancak yüksek hücum açılarında, slot çıkışından gelen jet akışı yüzeye kısmen tutunarak yerel bir basınç farkı oluşturmuş ve sınırlı da olsa ayrılma sonrası bölgede aerodinamik davranışta iyileşme sağlamıştır. Bununla birlikte, ana akış ile bir birleşme gözlemlenmemiştir. Genel olarak, yarıklı flap modeli, nominal çalışma koşullarında performans artışı sağlamamış ve yalnızca stall sonrası bölgede sınırlı fayda sunmuştur. Gelecek çalışmalarda, slot çıkış geometrisinin yönlendirilmesini sağlayacak tasarım değişiklikleriyle, slot mekanizmasının ana sınır tabaka ile birleşmesini teşvik ederek daha etkin bir aerodinamik kontrol sağlaması önerilmektedir.

INTRODUCTION

Boundary layer control plays a critical role in enhancing the aerodynamic performance of airfoils, particularly under low Reynolds number (Re) conditions where viscous effects are more pronounced (Algan et al., 2024). Such conditions are commonly encountered in applications including unmanned aerial vehicles (UAVs), micro-air vehicles (MAVs), and low-speed or high-altitude aircraft (Demirci et al., 2023). In these platforms, the flow is highly susceptible to separation due to the presence of an adverse pressure gradient (APG) (Alam et al., 2010), which can lead to early stall stall and significant oss of aerodynamic efficiency (Mo & Rho, 2020). Consequently, various flow control strategies have been developed to mitigate separation and improve aerodynamic efficiency.

Flow control techniques can be broadly categorized into active and passive methods (Tanürün, 2024). While active flow control mechanisms, such as synthetic jets or plasma actuators, require external energy input and complex control systems, passive flow control (PFC) techniques offer a more sustainable and energy-independent solution. Due to their simplicity and reliability, PFC methods are particularly advantageous for low-speed applications where onboard power is limited. Common PFC control devices include vortex generators, Gurney flaps (Çakıroğlu et al., 2023), rib (Tanürün et al., 2021), cavities or dimple (Xie et al., 2022), leading-edge (LE) slots (Belamadi et al., 2016), proturbance or tubercle (Tanürün and Acır, 2018; Seyhan et al., 2021), and backward-facing step (Seyhan & Akbıyık, 2024), Roughness (Tanürün et al., 2024), each aiming to delay flow separation, energize the boundary layer, or manipulate vortex structures.

Among these, slot-induced flow mechanisms have gained attention due to their ability to introduce high-momentum fluid into low-energy boundary layer regions, thereby promoting flow attachment. In particular, flat slot flaps, which redirect a portion of the main flow through narrow gaps, have been explored for their potential to improve post-stall behavior. Although slot-based configurations offer promising control capabilities, their implementation has become increasingly prevalent in the literature, especially in the context of PFC aerodynamic optimization. Belamadi et al. (2016) numerically demonstrated that slotted airfoils can improve aerodynamic performance in the stall regime, with the highest glide ratio enhancement (up to 28.54%) obtained using a converging slot shape at 50% chord and 18° angle of attack (AoA). However, they also reported a performance penalty at low AoAs due to increased drag, indicating that slot effectiveness is highly sensitive to its location, width, and slope relative to the boundary layer separation point. Ni et al. (2019) demonstrated that a custom-designed internal slot on a NACA 63(4)-421 airfoil significantly improved aerodynamic performance at high AoAs , achieving up to 58% increase in maximum lift coefficient (C_L) and 14% improvement in lift-to-drag ratio (C_L/C_D) compared to the baseline (B1). However, at low AoAs (AoA < 11°), the slotted configuration resulted in reduced efficiency, suggesting the need for an adaptive slot closure mechanism for optimal performance across the entire operating range. Akhter et al. (2024) revealed that an inclined contracting curved slot located at the mid-chord of the S809 airfoil significantly enhanced aerodynamic and aeroacoustic performance at moderate-to-high AoAs ($\alpha > 6°$), yielding up to 130% increase in lift, 53% reduction in drag, and a 372% improvement in C_L/C_D. Additionally, far-field noise levels were reduced by approximately 14 dB at $\alpha = 17°$, while turbulence-related quantities such as Reynolds shear and turbulent kinetic energy decreased by up to 84% and 45%, respectively. Bhavsar et al. (2023) showed that introducing a passive slot into the thick DU-99-W-405 airfoil significantly enhanced aerodynamic performance, with the optimum configuration (Slot 2) yielding improvements of 68.8% in lift coefficient, 36.9% reduction in drag, and a 116% increase in C_L/C_D. The improved performance was attributed to precise slot placement aligned with the natural boundary layer separation point, allowing re-energization of the separated flow and effective stall mitigation. Rayhan et al. (2024) demonstrated that incorporating an internal slot and a groove on a NACA 4412 airfoil effectively delayed stall and improved aerodynamic performance at high AoAs , with the slotted configuration achieving a 35% higher C_L and a 3°–4° stall delay compared to the B1. Although the modified airfoils exhibited reduced C_L/C_D at low AoAs, both configurations showed significantly enhanced efficiency at high AoAs, with the slot-only version outperforming all others in lift-to-drag performance. Demirci et al. (2023) experimentally demonstrated that combining LE tubercles with internal slots on the Clark-Y airfoil significantly improved post-stall aerodynamic performance, with the Wavy-LES configuration yielding up to 60% increase in C_L and up to 74.3% reduction in drag at $Re = 7.5\times10^4$ compared to the B1. While pre-stall lift performance deteriorated due to induced turbulence, surface oil flow visualizations confirmed that flow remained attached in the post-stall region, validating the effectiveness of the hybrid passive control in delaying stall and enhancing C_L/C_D under low Reynolds number (Re) conditions.

Although numerous numerical studies have been conducted in the literature to investigate slot structures for PFC, experimental investigations that directly examine the effect of slot flap geometry on flow characteristics under varying AoA remain limited. In particular, the influence of slot-induced vertical jet flow on boundary layer behavior, including its interaction with separation zones and its AoA-dependent aerodynamic consequences, has not yet been comprehensively addressed. In this context, the present study investigates a flat slot flap integrated into a NACA 63(4)-421 airfoil using surface oil flow visualization (SOFV) at three

representative AoAs : 4°, 15°, and 22°. Additionally, force measurements were conducted over a wide AoA range from -5° to 28° to evaluate the aerodynamic performance comprehensively. This work provides a novel contribution to the literature by experimentally revealing the physical flow mechanisms induced by the slot flap and systematically assessing its performance variation with respect to the AoA.

MATERIALS AND METHODS

This study was conducted to experimentally investigate the aerodynamic behavior and flow structure of a slotted flap applied to the NACA 63(4)-421 airfoil. The methodology is structured into three main subsections: slotted airfoil design, force measurement experiments (FMEs), and surface oil flow visualization (SOFV) technique.

Slotted Airfoil Design

In this study, a single modified airfoil and a B1 reference were manufactured to assess the aerodynamic effects of slot on the NACA 63(4)-421 profile. This airfoil, selected for its favorable characteristics in moderate Re flows, features a chord length of 150 mm and a wingspan of 300 mm, with maximum thickness occurring at 34.8% of the chord. A curved internal slot was introduced into the trailing edge region of the airfoil, characterized by a width ratio (W_1/W_2) of 3, an inclined curvature angle (ψ) of 75°, and a deflection angle (β) of 55°. The slot inlet was positioned at 0.1c, and the exit (L_S) at 0.35c, forming a ducted channel from the pressure to the suction side. The Schematic representation of the B1 and S1 are provided in Figure 1. The B1 retained the same external dimensions, allowing direct aerodynamic comparison between slotted and unslotted cases under controlled test conditions.

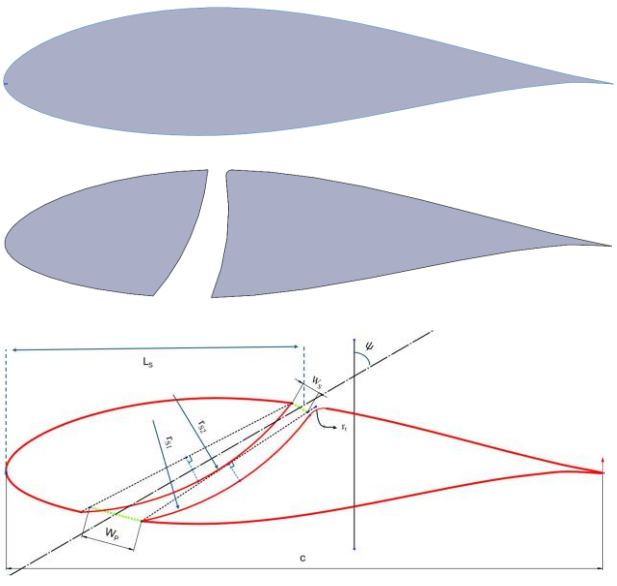


Figure 1. Schematic representation of the B1 and S1 airfoil configurations.

Aerodynamic Force Testing Setup

FMEs were conducted to evaluate the aerodynamic performance of the slotted airfoil (S1) and B1, both based on the NACA 63(4)-421 profile. Tests were carried out in a suction-type subsonic wind tunnel with a test section of 570 mm × 570 mm × 1200 mm and a turbulence intensity below 1% (Seyhan et al., 2021). Experiments were performed at a Re of 9.5×10^4, across an AoA range of 0°–30°. Aerodynamic forces were measured using an ATI Gamma SI-32-2.5 six-component load cell. C_L and C_D were calculated using the following equations (Tanürün et al., 2020; Kaya et al., 2022)

$$Re = \frac{\rho U_0 c}{\mu} \quad (1)$$

$$C_L = \frac{F_L}{\frac{1}{2} p U_0 A} \quad (2)$$

$$C_D = \frac{F_D}{\frac{1}{2} \rho U_0^2 A} \quad (3)$$

Here, U_0 is freestream velocity, ρ is air density, μ is dynamic viscosity, A is the reference area, and c is chord length.

Surface Oil Flow Visualization

SOFV experiments were carried out to observe flow phenomena such as separation, reattachment, and laminar separation bubble (LSB) formation on the suction surface of the models. The experiments were conducted in a suction-type subsonic wind tunnel using three different AoAs for both the S1 and B1. 1. The oil mixture consisted of SAE 20 oil, PAO 4 base oil, titanium dioxide, and oleic acid, applied uniformly to the suction side. Flow patterns were recorded after stabilization using a high-resolution camera system.

RESULT AND DISCUSSION

In this section, the aerodynamic performance of the S1 is evaluated using force compared with the B1 to assess flow behavior and aerodynamic efficiency.

In Fig. 2a, the variations of C_L, drag coefficient (C_D), and C_L/C_D with AoA were measured at 3° intervals between -5° and 28° for the S1 and B1 airfoil models using force measurement techniques. For the B1, the C_L value increased almost linearly from -5° to 10° AoA, followed by a slight decline with a very low gradient up to 28°. Notably, the sudden drop in C_L commonly referred to as deep stall was not observed. Instead, the B1 exhibited a soft stall behavior, consistent with findings in the literature for thick airfoils, such as in the studies of Timmer et al. (2009) and Suresh and Rajakumar (2020). Compared to B1, the S1 demonstrated lower C_L

performance across the entire AoA range from -5° to 25°. The difference between the two models was not only present at low and high AoAs , but became particularly remarkable in the mid-AoA range (8°–16°). In this region, the B1 clearly outperformed S1, showing a distinct aerodynamic advantage. However, at high AoA such as 25° and 28°, the difference in C_L performance significantly decreased, with the S1 showing slightly better results. As shown in Fig. 2b, both models exhibited nearly identical C_D values between -5° and 13°, with the exception of 11°, where a slight deviation was observed. After 12°, the S1 showed a notably higher C_D, which persisted up to 28°.

In Fig. 2c, C_L/C_D was significantly higher for the B1, particularly in the low-to-mid AoA range. Beyond 16°, both S1 and B1 demonstrated comparable aerodynamic efficiency, indicating similar performance characteristics in the post-stall regime.

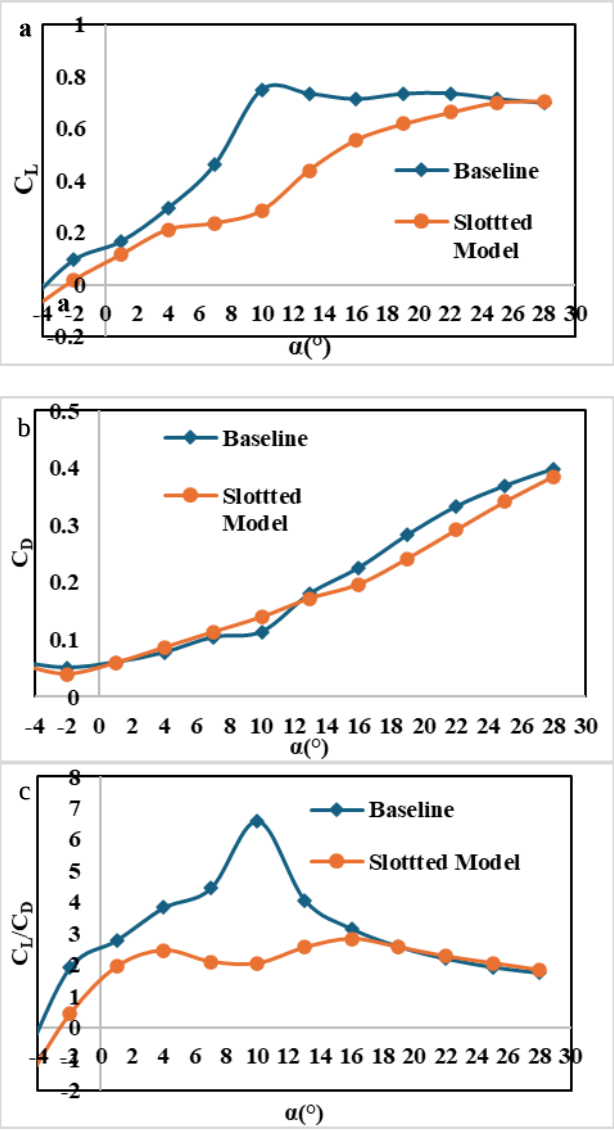


Figure 2. Comparison of a) C_L, b) C_D, and c) C_L/C_D with respect to AoA for the S1 and B1 models.

In this section, the surface flow topology on the suction side of both the B1 and S1 models was analyzed using the SOFV technique at a Re of 9.5 x10^4. Three specific AoAs (4°, 15°, and 22°) were selected to represent low, mid, and high AoA regimes respectively. These angles were chosen to capture key aerodynamic conditions that significantly affect boundary layer behavior, including initial flow attachment, near-stall transition, and post-stall separation.

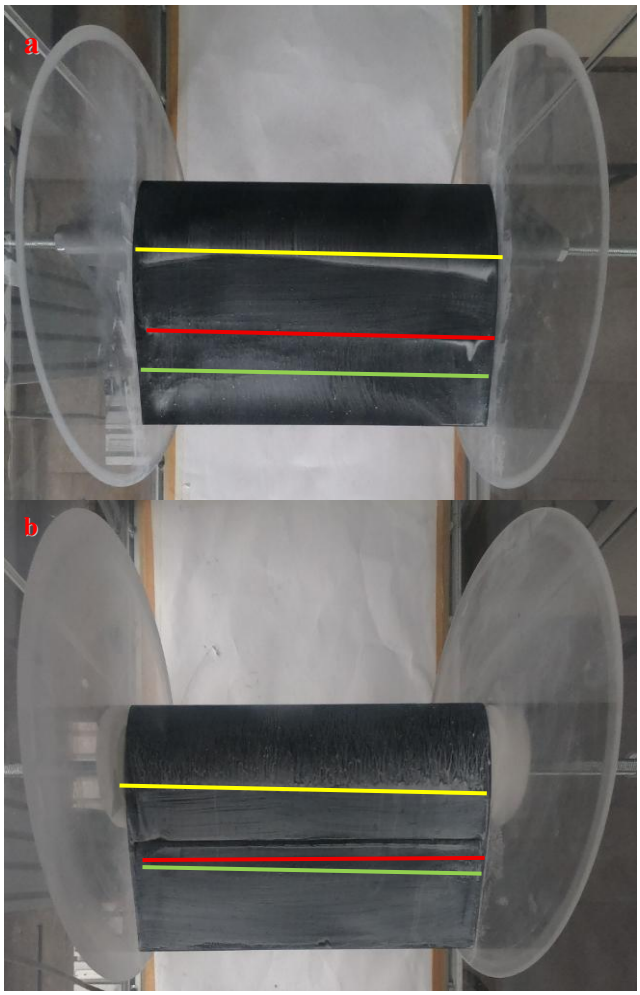


Figure 3. Comparison of SOFV results on the suction side of the a) B1 and b) S1 models at AoA of 4°.

In Fig. 3, the flow structures on the suction side of the B1 and S1 models at 4°, AoA were visualized using the SOFV technique. At an AoA of 4°, the flow exhibited a laminar character from the LE up to approximately x/c = 0.25 due to the effect of a favorable pressure gradient. The presence of such an extended laminar region on the suction surface at low AoAs is also consistent with the observations reported by Seyhan et al. (2022). Beyond x/c = 0.25, the influence of the adverse pressure gradient caused the flow to separate from the surface, forming a distinct laminar separation line, as indicated by the yellow-marked region. Following this separation, the flow did not immediately reattach but gradually regained energy, leading to turbulent reattachment around x/c = 0.66, as shown by the red-marked line. The region between these two points corresponds to a LSB. After reattachment, the flow maintained a turbulent structure until x/c = 0.87. At this point, complete turbulent

separation occurred again, indicated by the green-marked turbulent separation line. At 4° AoA, the S1 exhibited a laminar separation line (LSL) around x/c = 0.25, similar to the B1. However, unlike B1, no distinct reattachment was observed following the separation. This is primarily attributed to the fact that the slot exit position in the S1 was located near the reattachment line typically observed in the B1 configuration. As a result, the main flow, which tends to reattach to the surface, was disrupted by the vertical jet flow emerging from the slot exit. As slot mechanisms tend to be less effective at low AoAs due to their limited suction capacity, which restricts their influence on the near-wall main flow. Consequently, although a small region of surface attachment can be observed immediately downstream of the slot exit, it remained significantly limited compared to B1. The attachment region covered only about 3% of the chord length, after which the flow remained completely separated along the rest of the suction surface up to the trailing edge.

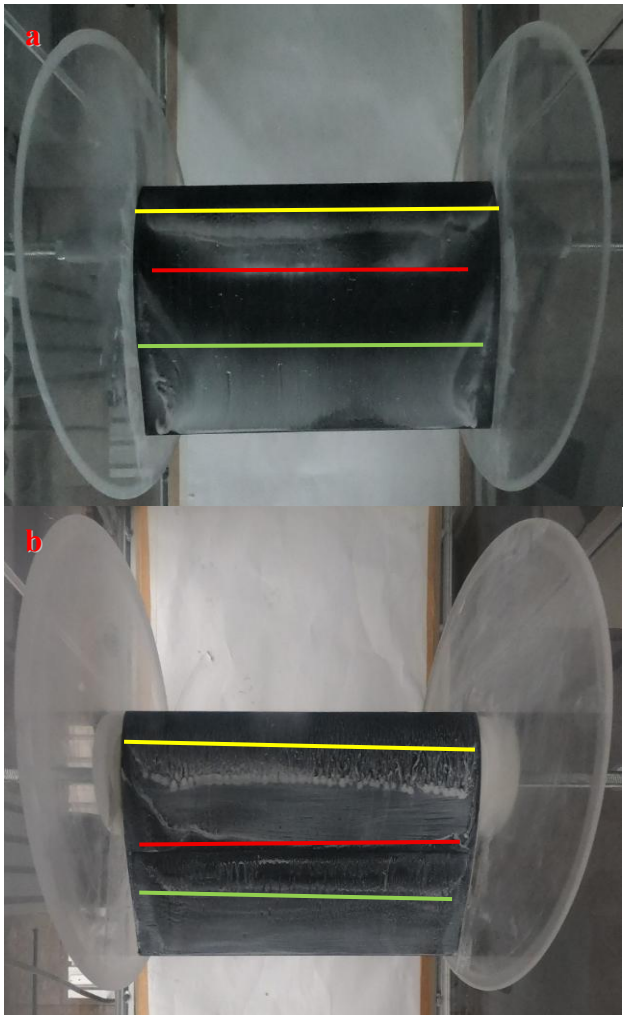


Figure 4 Comparison of SOFV results on the suction side of the a) B1 and b) S1 models at AoA of 15°.

In Fig. 4, the flow structures on the suction side of the B1 and S1 models at 15°, AoA were visualized using the SOFV technique. At 15° AoA, compared to 4°, the B1 exhibited a shift in the LSL closer to the LE, occurring at approximately x/c = 0.12. This upstream shift of the LSL with increasing AoA is consistent with aerodynamic behavior reported in the literature. Following this separation, the flow reattached to the surface at around x/c = 0.32, indicating a narrower LSB compared to the one observed at 4°. The reattached flow persisted until x/c = 0.68, after which the flow completely separated from the surface, as indicated by the turbulent separation line (TSL). For the S1 at 10°, the flow was observed to reattach shortly upstream of the slot exit, around x/c ≈ 0.05, forming a limited LSB. However, the turbulent flow issuing from the slot was found to disrupt the attached flow on the suction surface. As the AoA increased, the suction flow rate through the slot also increased, leading to a greater disturbance of the boundary layer. Consequently, the entire suction surface flow separated shortly after the slot exit, preventing sustained attachment.



Figure 5. Comparison of SOFV results on the suction side of the a) B1 and b) S1 models at AoA of 22°.

In Fig. 5, the flow structures on the suction side of the B1 and S1 models at 22°, AoA were visualized using the SOFV technique. At an AoA of 22°, the flow in the B1 separates from the surface at approximately x/c = 0.1 and does not reattach thereafter. This behavior is defined in the literature as a "LSB burst," indicating that the reattachment region does not occur. In the S1, the LSL

appears very close to the LE, around x/c = 0.03. Following the slot exit, a portion of the flow is observed to reattach to the surface; however, this reattached flow originates entirely from the jet flow emitted by the slot rather than the main flow. Thus, no merging occurs between the slot jet and the main boundary layer flow. Therefore, although an LSB burst also occurs in the S1, the surface attachment of the slot jet provides a limited improvement in aerodynamic performance.

The overall SOFV analysis revealed that the slot mechanism induced an unstructured and unfavorable flow behavior. In principle, the effectiveness of a slot mechanism relies on its ability to merge the jet flow with the main boundary layer, re-energizing the near-wall flow and thereby enhancing surface attachment. However, in this study, the opposite effect was observed. Especially at mid-range AoAs , the flow that had already attached to the surface was disrupted and pushed away by the upward-directed slot jet, causing premature separation and diminishing aerodynamic performance.
This adverse outcome is thought to result from the lack of directional control at the slot exit geometry. If the flow extracted by the slot were redirected to merge horizontally with the main boundary layer, it could contribute to reattachment and flow stabilization. However, in the present configuration, the slot jet directly interferes with the attached flow instead of energizing it, resulting in a detrimental effect on performance. At higher AoA, a limited advantage was observed, but this was not due to interaction with the main flow; rather, it was attributed to a localized pressure differential created by the surface attachment of the slot jet, independently of the boundary layer behavior.
In future studies, it is recommended to investigate the potential of improving slot mechanism performance by incorporating flow-guiding structures at the slot inlet and outlet, with the aim of enhancing its intended aerodynamic control effect.

CONCLUSİON

In this study, the aerodynamic performance of a S1 was experimentally investigated and compared with a B1 through force measurements and surface oil flow visualization (SOFV) at a Re of 9.5×10^4. The experiments were conducted across a wide range of AoAs to evaluate performance trends and underlying flow mechanisms.
The force measurement results indicated that the B1 exhibited soft stall behavior, with superior C_L and aerodynamic efficiency particularly in the mid-range AoA (8–16°), where the S1 consistently underperformed. Although both models showed similar C_D characteristics at low AoA, the S1 exhibited notably higher drag at higher AoA values.
SOFV analyses revealed that the slot mechanism failed to promote favorable flow reattachment due to the lack of directional control at the slot exit. Instead of energizing the boundary layer, the slot jet disrupted the main flow and induced earlier separation, especially at mid-range AoAs. At high AoAs, limited flow attachment was observed on the S1 surface; however, this was primarily due to the slot jet alone and did not involve boundary layer recovery.
Overall, the findings suggest that the current slot geometry yields an unfavorable aerodynamic influence across most operating conditions. Future work should focus on redesigning the slot inlet and exit geometry to guide the jet flow more effectively and enhance the potential aerodynamic benefits of the slotted flap configuration.

SEMBOLLER

Re	Reynolds sayısı [=VρD/μ]
UAVs	Unmanned Aerial Vehicles
MAVs	Micro-Air Vehicles
APG	Adverse Pressure Gradient
S1	Slotted flap
B1	Baseline
SOFV	Surface Oil Flow Visualizations
AoA	Attack Of Angles
C_L	Lift Coefficient
C_D	Drag Coefficient
C_L/C_D	Lift-To-Drag Ratio
PFC	Passive Flow Control
FMEs	Force Measurement Experiments
W_1/W_2	Width Ratio
β	Deflection Angle
ψ	Inclined curvature angle
LSB	Laminar Separation Bubble
LSL	Laminar Separation Line
TSL	Turbulent Separation Line

ACKNOWLEDGES

The author gratefully acknowledges the Department of Mechanical Engineering at Karadeniz Technical University, Faculty of Engineering, for granting permission to use their experimental facilities. Their support played a significant role in the successful completion of this study.

REFERANCES

Suresh A. and Rajakumar S., 2020, Design of small horizontal axis wind turbine for low wind speed rural applications, *Materials Today: Proceedings*, 23, 16–22

Akhter M. Z., Jawahar, H. K., Omar, F. K. and Elnajjar, E., 2024, Performance characterization of a slotted wind turbine airfoil featuring passive blowing, *Energy Reports*, 11, 720–35.

Alam M. M., Zhou, Y., Yang, H. X., Guo, H. and Mi, J. 2010, The ultra-low Reynolds number airfoil wake, *Experiments in Fluids*, 48, 1, 81–103.

Algan M., Seyhan M. and Sarioğlu M., 2024, Effect of aero-shaped vortex generators on NACA 4415 airfoil, *Ocean Engineering*, 291, 116482.

Belamadi R., Djemili, A., Ilinca, A. and Mdouki, R. 2016. Aerodynamic performance analysis of slotted airfoils for application to wind turbine blades, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 151, 79–99.

Bhavsar H., Roy S. and Niyas H. 2023, Aerodynamic performance enhancement of the DU99W405 airfoil for horizontal axis wind turbines using slotted airfoil configuration, *Energy*, 263, 125666.

Çakıroğlu R., Tanürün H. E., Acır A., Üçgül F. and Olkun S., 2023, Optimization of NACA 4412 augmented with a gurney flap by using grey relational analysis, *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, 45, 3, 1–18.

Çolak A., Seyhan M., and Sarioğlu M., 2023, Leading-edge tubercle modifications to the biomimetic wings, *Physics of Fluids*, 35, 1.

Demirci V., Seyhan M. and Sarioglu M., 2023, Investigation of aerodynamic performance of Clark-Y airfoil with more realistic tubercle model and internal slots, *Physics of Fluids*, 35, 8.

Kaya F. A., Tanürün H. E. and Acir A., 2022, Numerical Investigation of Radius Dependent Solidity Effect on H-Type Vertical Axis Wind Turbines, *Journal of Polytechnic*, 25, 3, 1007–19.

Mo J. O., and Rho B. S, 2020, Characteristics and Effects of Laminar Separation Bubbles on NREL S809 Airfoil Using the γ - R e θ Transition Model, *Applied Sciences 2020, 10, Page 6095*, 10, 17, 6095.

Ni Z., Dhanak M. and Su T., 2019, Improved performance of a slotted blade using a novel slot design, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 189, 34–44.

Rayhan A. M., Hossain M. S., Mim R. H. and Ali M., 2024, Computational and experimental study on the aerodynamic performance of NACA 4412 airfoil with slot and groove, *Heliyon*, 10, 11, e31595.

Seyhan M. and Akbıyık H., 2024, An experimental investigation on the flow control of the partially stepped NACA0012 airfoil at low Reynolds numbers, *Ocean Engineering*, 306, 118068.

Seyhan M., Akbıyık H., Sarıoğlu M. and Keçecioğlu S. C., 2022, The effect of leading-edge tubercle on a tapered swept-back SD7032 airfoil at a low Reynolds number, *Ocean Engineering*, 266, 112794.

Seyhan M., Sarioglu M. and Akansu Y. E., 2021, Influence of Leading-Edge Tubercle with Amplitude Modulation on NACA 0015 Airfoil, 59, 10, 3965–78.

Tanürün H. E. 2024, Improvement of vertical axis wind turbine performance by using the optimized adaptive flap by the Taguchi method, *Energy Sources, Part A: Recovery, Utilization, and Environmental Effects*, 46, 1, 71–90.

Tanürün H. E., and Acır A. 2018, Modifiye Edilmiş NACA-0015 Kanat Yapısında Tüberkül Etkisinin Sayısal Analizi, *Journal of Polytechnic*, 0900, 1, 185–95.

Tanürün H. E., Akın A. G. and Acır A., 2021, Rüzgâr Türbinlerinde Kiriş Yapısının Performansa Etkisinin Sayısal Olarak İncelenmesi, *Politeknik Dergisi*, 24, 3, 1219–26.

Tanürün H. E., Akın A. G., Acır A. and Şahin. İ., 2024. Experimental and Numerical Investigation of Roughness Structure in Wind Turbine Airfoil at Low Reynolds Number, *International Journal of Thermodynamics*, 27, 3, 26–36.

Tanürün H. E., Ata İ., Canlı M. E., and Acır A. 2020. Farklı Açıklık Oranlarındaki NACA-0018 Rüzgâr Türbini Kanat Modeli Performansının Sayısal ve Deneysel İncelenmesi, *Politeknik Dergisi*, 23, 2, 371–81.

Timmer, W. A. 2009, An overview of NACA 6-digit airfoil series characteristics with reference to airfoils for large wind turbine blades, *47th AIAA Aerospace Sciences Meeting including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition*, Advance Access published 2009.

Xie Y., Rao Y., Cheng Y. and Tian W., 2022, Investigation into the laminar separation control of airfoils at low Reynolds numbers by dimple vortex generators, *Aerospace Science and Technology*, 129, 107841.

KESME ENDÜSTRİSİ İÇİN YÜKSEK BASINÇLI SAF SU JET NOZULU TASARIMININ SAYISAL ANALİZİ

Ebru BİLİCİ*, Orhan Erdal AKAY*, Muhammet İbrahim Aşçı**
*Kahramanmaraş İstiklal Üniversitesi, Airbus-TUSAŞ Havacılık Meslek Yüksekokulu, Makine Programı, 46060 Dulkadiroğlu, KAHRAMANMARAŞ, ebru.bilici@istiklal.edu.tr,
* Kahramanmaraş Sütçü İmam Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 46050 Onikişubat, KAHRAMANMARAŞ, akayorhan@ksu.edu.tr
** Kahramanmaraş Sütçü İmam Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 46050 Onikişubat, KAHRAMANMARAŞ, muhammetibrahimasci@ksu.edu.tr

Özet: Günümüzde metalurji şirketleri her yıl tonlarca çelik malzemeyi keserek şekillendirmektedir. Kesim kalitesine olan talep sürekli arttığından yeni işleme teknolojileri geliştirilmektedir. Bu alandaki en gelişmiş teknolojiler arasında lazer ve metal su jeti kesimi (su jetleri) yer almaktadır. Su jetlerinin önemli avantajlarından biri, malzemeyi ısıdan etkilenen bir bölge oluşturmadan kesebilmesi sayesinde yapısını bozmamasıdır. Dahası bu teknoloji yalnızca metalleri değil, gıda ürünleri gibi hassas malzemeleri de hijyen koşullarında kesebilmektedir. Ancak tüm bu avantajlara rağmen su jeti kesimindeki temel sorun genellikle düşük verimliliktir.

Bu çalışmanın amacı, nozul çapı parametresine bağlı olarak kesme prosesini optimize etmektir. Bu amaçla aşındırıcı su, saf su olarak belirlenmiştir. Sıvı akışını görselleştirmek için Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) kullanılmıştır. Kullanılan basınç ve nozul çapları sırasıyla, 100, 200 ve 300 MPa ve 0,15, 0,2, 0,25 ve 0,3 mm'dir. Analizden sonra, su jetinin basıncı arttıkça su hızının da arttığı bulgusuna ulaşılmış, nozul deliğinin çapı arttıkça su püskürtme konisi açısını artmıştır. En optimum çalışma şartlarının 200 MPa basınç ve 0,15 mm nozul çapında olduğu belirlenmiştir.
Anahtar Kelimler: Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD), Aşındırıcı Su Jeti, Lazer Ve Metal Su Kesimi

NUMERICAL ANALYSIS OF HIGH PRESSURE PURE WATER JET NOZZLE DESIGN FOR CUTTING INDUSTRY

Abstract: Today, metallurgical companies cut and shape tons of steel every year. As the demand for cutting quality constantly increases, new processing technologies are being developed. Among the most advanced technologies in this field are laser and metal waterjet cutting (water jets). One of the key advantages of waterjets is that they cut the material without creating a heat-affected zone, preserving its structure. Furthermore, this technology can cut not only metals but also delicate materials such as food products under hygienic conditions. However, despite all these advantages, the main problem with waterjet cutting is often low productivity.

The aim of this study is to optimize the cutting process based on the nozzle diameter parameter. For this purpose, the abrasive water was determined to be pure water. Computational Fluid Dynamics (CFD) was used to visualize the fluid flow. The pressures and nozzle diameters used were 100, 200, and 300 MPa, and 0.15, 0.2, 0.25, and 0.3 mm, respectively. Analysis revealed that water velocity increases with increasing water jet pressure, and that the spray cone angle increases with increasing nozzle orifice diameter. The optimum operating conditions were determined to be 200 MPa pressure and 0.15 mm nozzle diameter.
Keywords: Computational Fluid Dynamics (CFD), Abrasive Water Jet, Laser and Metal Water Cutting

GİRİŞ

Yüksek basınçlı su jetiyle malzeme kesme, modern endüstride giderek daha geniş bir kullanım alanı bulmaktadır. Bu teknoloji, özellikle diğer yöntemlerle kesilmesi zor olan malzemeler için çözüm sunarken işleme sırasında oluşabilecek istenmeyen etkileri en aza indirme avantajını da beraberinde getirmektedir.
Su jeti ile kesimin (WJC) kullanım alanı sadece sert malzemelerle sınırlı değil; kağıt, plastik, tekstil ve ahşap

gibi daha yumuşak ve esnek malzemelerin işlenmesinde de verimlilik ve temiz kesim yüzeyleri sunmaktadır. Bu esneklik, su jeti teknolojisini birçok farklı üretim hattında tercih edilen bir yöntem haline getirmektedir.

Su jeti (WJ) kesme tekniği, ilk olarak 1968 yılında Michigan Üniversitesi'nden Dr. Norman Franz tarafından patentlenmiştir, bu da modern endüstriyel kesim uygulamalarının temelini atmıştır (Birtu and Avramescu, 2012). Su jetiyle kesme teknolojisi, geleneksel yöntemlerin aksine, malzemede ısıdan etkilenen bir bölge (HAZ) oluşturmaz (J A McGeough, 2016). Bu, kesim sırasında malzemenin mikroyapısal ve mekanik özelliklerinin bozulmadan kalmasını sağlar.

Termal kesimde oluşan ısı, malzemenin özelliklerini değiştirerek sertleşme, çatlama veya deformasyona neden olabilir. Ancak su jeti, yüksek basınçlı suyun kinetik enerjisini kullanarak minimal ısı üretir. Bu sayede metallerde sertlik, çekme mukavemeti gibi temel özellikler korunur, termal gerilimler ve deformasyonlar oluşmaz. Ayrıca malzemenin orijinal bütünlüğünün korunması, ek işlemlere olan ihtiyacı azaltır, maliyetleri düşürür ve üretim sürecini hızlandırır. Bu özellik, su jeti kesimini havacılık, otomotiv, medikal ve gıda işleme gibi birçok sektörde tercih edilen, yüksek kaliteli ve güvenilir bir çözüm haline getirmiştir.

Son yıllarda, gıda ürünleri de dahil olmak üzere diğer biyomalzemelerin kesimi için su jeti teknolojisine olan ilgi hızla artmıştır. Bu artan ilginin arkasında yatan temel nedenlerden biri, su jetlerinin alet-gıda temasını tamamen ortadan kaldırılmasıdır. Örneğin, geleneksel olarak endüstriyel kesimde kullanılan bazı malzemelerin gıda ürünlerinde kullanımı kabul edilmemektedir. Bunun temel sebebi, bu tür maddelerin gıda ürününün içine karışarak kalitesini, güvenliğini ve nihai olarak tüketici sağlığını ciddi şekilde olumsuz etkileyebilmesidir. Bu durum, gıda endüstrisi için su jeti kesimini daha da geliştirmeye yönelik araştırmaları hızlandırmakta ve gıda güvenliğinden ödün vermeden gıdaları işleyebilecek yenilikçi çözümlere olan ihtiyacı gözler önüne sermektedir. Bu ihtiyaçlar göz önüne alındığında literatürde birçok çalışma yapılmıştır. Bu çalışmalardan bazıları aşağıda verilmiştir.

Stoxreiter vd. (2018), 2500 bar'dan fazla jet basıncına sahip ultra yüksek basınçlı jetlemenin mekanik delme teknikleriyle birleştirildiği alternatif bir delme teknolojisi geliştirmişlerdir. Sıvı jetlerinin sert kaya oluşumlarındaki kesme performansını araştırmak için çeşitli ortam koşulları altında deneyler yapmışlardır. Sonuç olarak, birkaç sondaj sahasından alınan çekirdek numuneleri atmosferik koşullar altında test edilmiş ve farklı sert kaya oluşumlarının jetlenebilirliğinin karşılaştırılması için sağlam bir temel oluşturulmuştur.

Khan vd. (2018) çalışmalarında, iki boyutlu yakınsak-ıraksak (CD) Nozul bölgesindeki basıncı düzenlemek için mikro jetlerin kullanımını belirlemek üzere sayısal olarak çalışmışlardır. Sonuçlar, mikro jetlerin taban alanındaki basıncın etkili düzenleyicileri olarak görev yapabileceğini göstermişlerdir.

Budiyanto vd. (2019), nozul geometrisinin su parametrelerine özellikle nozul verimliliğine ve ıraksak-yakınsak nozullar gibi yakınsak nozullar tarafından üretilen çıkış kuvvetine olan etkisini araştırmışlardır. Elde edilen sonuçlar, yakınsak bir nozulun verimliliği, %8 ile %12 arasında farklı değerlere sahip olan birleşik nozuldan daha büyüktür. Bu, bu tür nozulun su jeti tahrik sisteminde enerji tasarrufu için uygun olduğunu göstermişlerdir.

Pathan vd. (2019) çalışmalarında çeşitli parametre kombinasyonları CFD analizi kullanılarak Deney Tasarımı ve ANOVA dikkate alınarak analiz etmişlerdir. Dikkate alınan parametreler Nozul Basınç Oranı (NPR), Uzunluk/Çap Oranı (L/D), Mach sayısı (M), Havanın giriş sıcaklığı (T) ve Alan Oranı'dır (AR). Mevcut çalışma sırasında elde edilen sonuçlar, akış tarafından oluşturulan taban basıncı ve itmenin bazı parametrelere bağlı ve bunların fonksiyonları olduğunu bulmuşlardır.

Song vd. (2019), nozulun iç ve dış akış alanlarını simüle etmek için hesaplamalı akışkanlar dinamiği yöntemini kullanmışlardır. Mevcut su jeti teknolojisinin farklı yapısına sahip en yaygın kullanılan dört konik yakınsama nozulu olup, dört nozulun akış alanı hız dağılımını ve hedef yüzeydeki darbe basıncını karşılaştırmışlar ve analiz etmişlerdir. Sonuçlar, konik kısa hatlı nozulun darbe basıncının ve eksenel hızının konik (13°) nozuldan biraz daha küçük olduğunu, ancak konik kısa hatlı nozulun jet toplama özelliğinin ve kararlılığının diğer nozul türlerinden üstün olduğunu göstermişlerdir.

Radovanovic (2020), aşındırıcı su jeti kesme karbon çeliği S235'in çok amaçlı optimizasyonu incelemiştir. Optimizasyon, üç faktör (hareket hızı, aşındırıcı kütle akış hızı ve durma mesafesi) ve üç kısıtlama (diklik toleransı, yüzey pürüzlülük sınırı ve ayırma kesimi için hareket hızı) ile iki hedefi (üretkenlik ve işletme maliyeti) aynı anda optimize etmek için gerçekleştirmiştir. Optimizasyon problemi çok amaçlı genetik algoritma (MOGA) kullanılarak çözmüştür.

Pătîrnac vd. (2020), aktif parçalar su jeti kesme makinesi, model YCWJ-380-1520 ile CFD kullanarak akış modellemişlerdir. Kesme kafasından akışın incelenmesi ve bu parçaların aşınmasından kaynaklanan erozyon aşınmasının tahmin edilmesidir. Maksimum aşınma oranı, kesme geriliminin yüksek değerler olduğu, yani su nozulunun iç duvarına ve karıştırma borusunun girişine düştüğü yerlerde kaydedilmiştir. Basınç, su nozulunun mücevherine yükselir ve kesme kafasının çıkışına doğru değerde azaldığı görülmüştür.

Chernykh vd. (2021), Laval nozulundaki gaz damlası akışının hesaplanması verilmiştir. İki fazlı dağınık

akımlar için integral enerji denklemlerine dayanan yöntem açıklamışlardır. Hesaplamalarda, iki fazlı akış tek hızlı, tek sıcaklıklı bir süreklilik olarak kabul edilir. ANSYS Fluent yazılım paketinde modelleme yaparken, integral enerji denklemlerinden elde edilen analitik sonuçlarla karşılaştırmışlardır.

Urazmetov vd. (2021), iki farklı nozul tipindeki türbülanslı iki fazlı akış, Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği kullanılarak analiz etmişlerdir. Odak noktası, bu nozulların geometrisi ile akış fenomenleri arasında ve ayrıca su jeti şeklinin değişmesine ve yüksek basınçlı nozulların ömrünün azalmasına yol açan duvar kesme gerilimi ile aşınma arasında bir ilişki kurmaktır. Sonuçlar, nozul kenarının keskinden yuvarlağa doğru yapılan değişimi, maksimum duvar kesme gerilimi ve kavitasyon üzerinde önemli bir etki göstermiştir. Ek olarak, kullanılan nozulların iç yüzeyi Taramalı Elektron Mikroskobu ile incelemişlerdir. Nozul kenarında çok sayıda aşınma izi bulunmuştur. Doğrulama için nozullardan geçen hacimsel akış hızı farklı giriş basınçlarında ölçülmüştür ve analiz sonuçlarıyla karşılaştırıldığında iyi bir uyum olduğu görülmüştür.

Yaacob VD. (2024), biyodizel yakıtlarının püskürtme özelliklerini incelemek için Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (CFD) Fluent'i kullanmIşlardIr Sınır koşulu, belirgin bir ortam parametresinde belirlenir. Silindir içi akışın varlığı, yakıt türü, enjeksiyon basıncı ve sprey penetrasyonu gibi ortam değişkenlerinin sprey davranışı üzerindeki etkisi incelendi. Çeşitli ortam parametreleri ve farklı biyodizel yakıt türleri için sprey penetrasyonunun zamana göre değişiminin analizi, biyodizel yakıtlarının daha hızlı parçalanmasının öngörüldüğünü ortaya koymuşlardır.

Bu çalışmada literatürden farklı olarak saf su jeti kullanarak kesim verimliliği ele alınmış; Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği ile nozul çapı ve basıncın etkisi incelenmiştir. Analizler sonucunda, artan nozul çapıyla ise püskürtme genişliğinin arttığı belirlenmiştir. Yapılan analizlerle 200 MPa basınç ve 0,15 mm nozul çapının en uygun kesim parametreleri olduğu sonucuna varılmıştır.

MATERYAL VE METOD

Su jeti kesim sistemlerinin temelini, yüksek basınç pompası oluşturur. Bu pompa, suyu yüksek oranda sıkıştırır ve suyu, özel olarak tasarlanmış bir karıştırma odasına yönlendirir ve çapı 1.2 mm'ye kadar ulaşabilen son derece dayanıklı elmas veya karbür nozüle geçer. Nozülden çıkan su jeti, 1.0 m/s'nin üzerindeki hızlara ulaşarak doğrudan işlenecek metal yüzeyine çarpar (Mohamad vd., 2020).

Su Jeti Bileşenleri: Detaylı Bir Bakış

Yüksek basınçlı su jeti sistemleri, suyu etkili bir kesme aracı haline getirmek için birbirine bağlı ve özel olarak tasarlanmış bir dizi bileşenden oluşmaktadır. Her bir parça, suyun depolanmasından hedeflenen kesim noktasına ulaşmasına kadar kritik bir rol oynamaktadır.

•Rezervuar: Sistemin ilk durağı olan rezervuar, işlemde kullanılacak suyun depolandığı ana birimdir. Buradan alınan su, tüm su jeti sürecinin başlangıç noktasını oluşturur.

•Pompa: Rezervuardan gelen suyu sisteme aktaran bu kritik bileşen, yüksek basınçlı yoğunlaştırıcı pompalar aracılığıyla suyu 55.000 psi gibi inanılmaz seviyelere kadar zorlayabilir. Özellikle aşındırıcılı su jeti uygulamalarında, çalışma basıncı genellikle 31.000 ila 37.000 psi arasında seyreder. Bu denli yüksek basınç altında suyun akış hızı önemli ölçüde azalarak kesme kuvvetini maksimize eder.

•Yoğunlaştırıcı: Pompaya doğrudan bağlı olan yoğunlaştırıcı, pompadan gelen suyu istenen maksimum basınca ulaşana kadar daha da sıkıştırır. Bu işlem, suyun kesim için gerekli olağanüstü enerjiyi kazanmasını sağlar.

•Akümülatör: Basınç altındaki suyun geçici olarak depolandığı yerdir. Bu birim, su akışında süreklilik sağlamak ve basınç dalgalanmalarını dengelemek açısından kritik öneme sahiptir. Bir kontrol vanası aracılığıyla akış regülatörüne bağlanarak akışın düzenli olmasını destekler.

•Vana Kontrolü: Bu özel vana, nozüle iletilecek basınçlı suyun yönünü ve basıncını hassas bir şekilde kontrol eder. Operatörün kesim işlemini tam olarak yönetebilmesine olanak tanır.

•Akış Regülatörü: Suyun akış hızını titizlikle kontrol etmekle görevlidir. Bu sayede, uygulamanın spesifik gereksinimlerine göre su jetinin şiddeti milimetrik olarak ayarlanabilir.

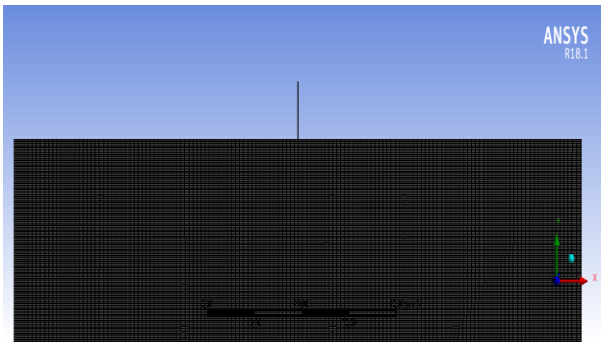
•Nozul: Yüksek hızlı, basınçlı suyu dar bir jet halinde doğrudan işleme bölgesine yönlendiren, belki de en kritik bileşendir. Nozul çapı, su jetinin kullanıldığı spesifik uygulamaya göre değişiklik gösterebilir; örneğin, ince kesimler için daha küçük çaplar tercih edilirken, daha geniş kesimler için daha büyük çaplar kullanılır. Hasarlı bir nozul, zayıf akış kohezyonuna neden olarak kesme kabiliyetini büyük ölçüde düşürür. Bu nedenle nozulun durumu kritik önem taşır. Bir nozulun ömrü, genellikle değiştirilmeden önce 100 ila 200 saat arasında değişir ve bu süre, kullanım koşullarına ve kesilen malzemenin sertliğine bağlı olarak farklılık gösterebilir.

Su jetiyle kesme işlemlerinde, basınç, nozul çapı ve kesme hızı doğrudan etkilidir (Wang vd., 2019). Bunların yanısıra elde edilecek kesim kalitesi ve verimliliği üzerinde ara mesafe ve çarpma açısı gibi parametreler de etkilidir. Bu parametrelerin her biri malzemenin kesilme biçimini, kesim derinliğini ve

yüzey kalitesini önemli ölçüde belirler. Optimal bir kesim performansı için bu parametrelerin dikkatli bir şekilde ayarlanması ve birbiriyle uyumlu hale getirilmesi gerekmektedir.

Bu çalışmada, su jeti performansını etkileyen temel parametreler belirlenerek sayısal analizleri yapılmıştır. Akışkan akışının davranışını öngörmek için güçlü bir araç olan Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) yazılımı kullanılmıştır. Bu süreçte, ilk olarak nozul geometrisi SOLIDWORKS programında tasarlanmıştır. Oluşturulan bu tasarımlar daha sonra, hedeflenen tüm akış analizlerini gerçekleştirmek üzere ANSYS Fluent programına aktarılmıştır.

Akış hacmi, HAD denklemlerinin çözülebileceği küçük, ayrık elemanlara veya hücrelere (mesh/ağ) bölünmüştür. Ağın kalitesi, çözümün doğruluğu ve hesaplama süresi için hayati öneme sahiptir. Özellikle maksimum eğrilik (max. skewness) ve minumum diklik kalitesi (min. ortogonal quality) gibi ağ özellikleri, HAD çözümünün yakınsama hızı ve doğruluğu üzerinde büyük etkiye sahiptir. Düşük eğrilik ve yüksek diklik değerlerine sahip ağlar, genellikle daha kararlı ve doğru çözümler üretir. Sayısal çözümlemelerde büyüme oranının eleman sayısı üzerinde de büyük bir etkisi olduğu görülmektedir. Büyüme oranı, kenar veya yüzeyden gelen her bir eleman katmanıyla eleman kenar uzunluğundaki artışı temsil eder ("Ansys Meshing User's Guide, Release 13.0" 2010). Analizlerde kullanılan ağ yapısının büyüme oranı 1,2'dir. Kullanılan ağ yapısı boyut fonksiyonu tekdüze olarak belirlenmiştir. Ağ yapısı Şekil 1'de verilmiştir.



Şekil 1. Ağ Yapısı

Akışkan olarak su kullanılmıştır ve akışın türü türbülanslı olarak belirlenmiştir. Malzeme olarak alüminyum kullanılmıştır. Su jetinin genel verimliliğini ve kesme kapasitesini doğrudan etkileyen faktörleri belirlemek amacıyla sınır şartları analize tanımlanmıştır. Tablo 1'de analiz için gereken sınır şartları verilmiştir.

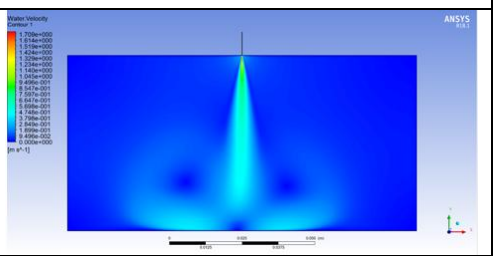
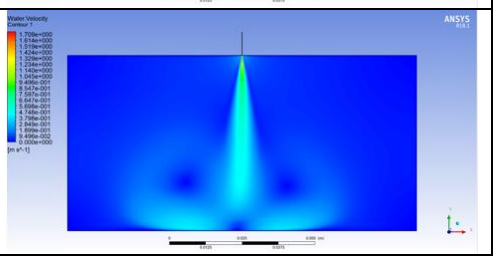
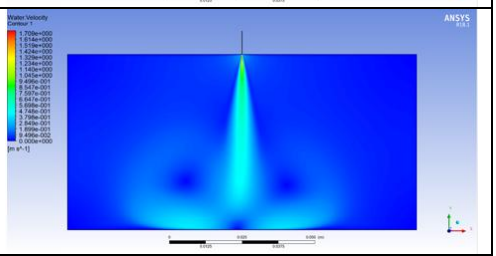
Tablo 1. Sınır şartları

Basınç (MPa)	Nozul Çapı (mm)			
	A	B	C	D
100	0,15	0,2	0,25	0,3
200	0,15	0,2	0,25	0,3
300	0,15	0,2	0,25	0,3

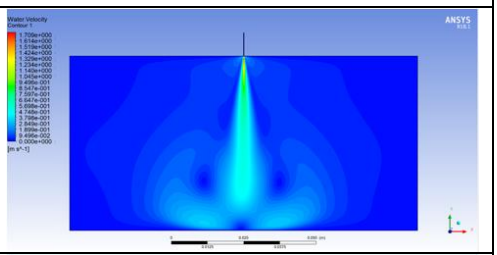
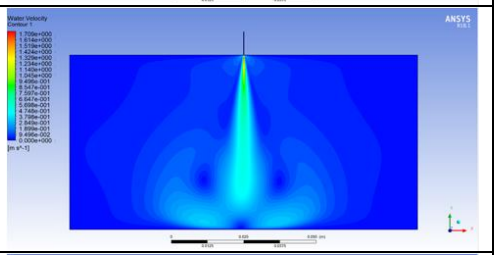
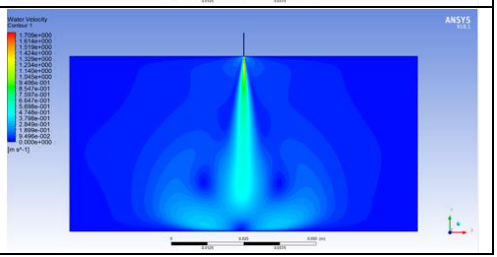
Su jetinin ana itici gücü olan basıncın etkilerini anlamak için basınç değerleri üç farklı seviye (100 MPa, 200 MPa ve 300 MPa) olarak belirlenmiştir. Sprey (akış hızı) karakteristiği ve kesme performansında kritik rol oynayan nozul çapları için dört farklı çap (0.15 mm, 0.2 mm, 0.25 mm ve 0.3 mm) genişliği seçilmiştir. Bütün yapılan analizler yakınsamıştır (converge). Her bir nozul modeli, bu farklı çaplarla test edilerek, çapın sprey menzili ve koni açısı incelenmiştir.

BULGULAR VE TARTIŞMALAR

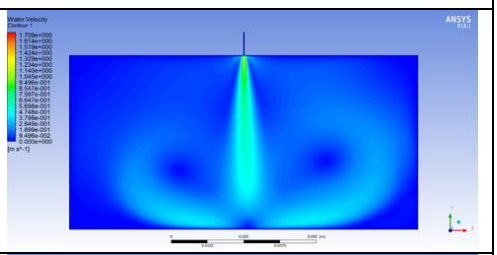
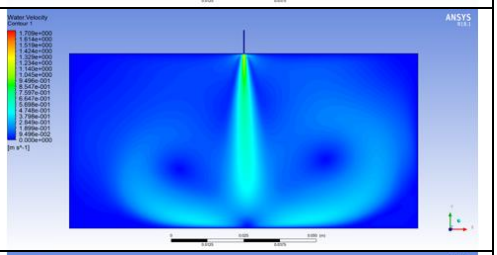
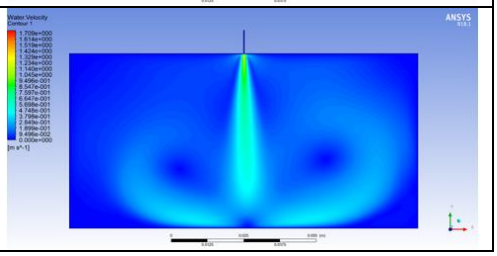
Sayısal analiz sonuçları, nozul geometrisinin kesme performansı üzerindeki etkileri Şekil 2, Şekil 3, Şekil 4 ve Şekil 5'te detaylı olarak sunulmuştur. Özellikle nozul tasarımının, spreyin nozul çıkışından çok daha uzağa hareket etmesini sağladığı açıkça gözlemlenmiştir. Bu durum, nozulun daralan yapısı sayesinde çıkış noktasında daha yüksek bir basınç gradyanı oluşturmasıyla doğrudan ilişkilidir ve spreyin yüksek bir hızla akmasıyla yol açmaktadır. Basınç ve hızdaki bu eşzamanlı artış spreyin menzilini artırmıştır.

Basınç (MPa)	Su Hızı Konturu
100	
200	
300	

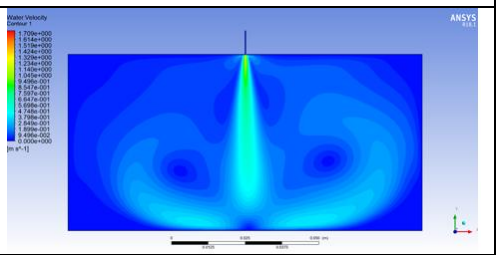
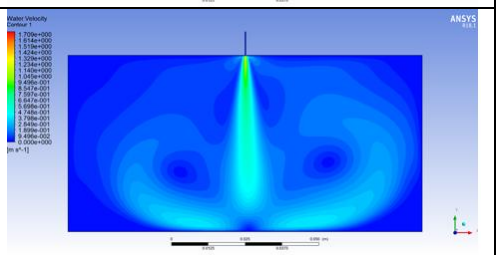
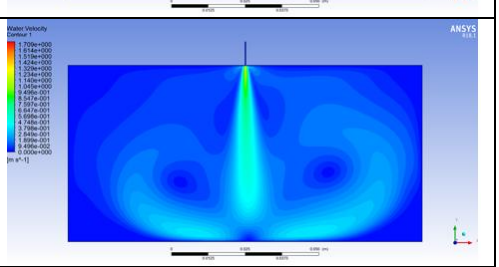
Şekil 2. 0,15 mm için su hızı konturu

Basınç (MPa)	Su Hızı Konturu
100	
200	
300	

Şekil 3. 0,20 mm için su hızı konturu

Basınç (MPa)	Su Hızı Konturu
100	
200	
300	

Şekil 4. 0,25 mm için su hızı konturu

Basınç (MPa)	Su Hızı Konturu
100	
200	
300	

Şekil 5. 0,30 mm için su hızı konturu

Farklı nozul modelleri arasında yapılan karşılaştırmalı analizler, incelenen tüm tasarımlar arasında 0.3 mm çapındaki nozulun, en uzun sprey mesafesini ürettiğini tutarlı bir şekilde göstermiştir. Bu durum, belirli uygulamalarda maksimum menzilin kritik olduğu bu çapta bir nozulun ideal olabileceğini düşündürmektedir. Ancak bu üstün menzil avantajının yanı sıra, aynı 0.3 mm çapındaki nozulun diğer modellere kıyasla daha geniş bir koni açısı oluşturduğu da önemli bir bulgu olarak belirlenmiştir. Bu durum nozuldan çıkan sıvı yalnızca daha uzağa gitmekle kalmayıp, aynı zamanda hedefe ulaştığında daha geniş bir alana yayıldığı anlamına gelmektedir. Bu bulgular, nozul tasarımının yalnızca menzili değil, aynı zamanda spreyin dağılım şeklini de doğrudan etkilediğini vurgulamaktadır. Dolayısıyla, belirli bir uygulama için en uygun nozul tasarımını seçerken, sadece nozuldan çıkan sıvı menzili değil, aynı zamanda hedeflenen yüzeydeki dağılım alanı ve yoğunluğu gibi faktörlerin de kapsamlı bir şekilde değerlendirilmesi gerekmektedir.

SONUÇLAR

Kesme işleminde en kritik faktörlerden biri, su jetinin hedef materyale olan penetrasyon mesafesidir. Özellikle kırılgan ve hassas malzemelerde, jetin çok uzak bir mesafeden uygulanması, püskürtme açısının genişlemesine yol açabilir. Bu durum, hem malzemenin istenmeyen şekilde zarar görmesine hem de kesilen parçaların eşit olmayan, pürüzlü yüzeylere sahip olmasına neden olur. 0.15 mm'lik nozul, malzemeyi kesmek için yeterli kinetik enerjiye sahip suyu, çok daha kısa bir püskürtme mesafesinden hedefe ulaştırmıştır.

Çalışmada belirlenen optimum menzil, bu nozulun kısa mesafelerde bile üstün kesim performansı sergilediğini göstermiştir. Ayrıca 0,15 mm çapa sahip nozulun diğer nozul çaplarına göre daha dar püskürttme açısına sahiptir. Bu püskürtme, kesim yüzeyinde daha keskin ve net bir çizgi oluşturarak, mükemmel ve estetik bir kesim kalitesi sunacaktır. 0,25 mm ve 0.3 mm çapındaki daha büyük nozullar, araştırmada beklentileri karşılamamıştır. Bu nozullar, daha uzun ve kontrolsüz püskürtme mesafelerine sahip olmaları nedeniyle, özellikle yakın menzil kesimlerinde istenmeyen sonuçlar vermiştir. Daha geniş çaplı nozulların oluşturduğu daha geniş püskürtme açılarına sahiptir. Bu durum, özellikle hassas kesim gerektiren uygulamalar için kabul edilemezdir. Geniş açı, kesim kenarlarında saçılmaya yol açarak, kesim yüzeyinin pürüzlü ve düzensiz olmasına neden olmaktadır.

Sonuç olarak, 0.15 mm çapındaki nozul, kullanılan mesafeye mükemmel uyum sağlayan bir püskürtme mesafesi sunması, malzemenin hassasiyetini göz önünde bulundurarak zarar görmesini engellemesi ve kesim yüzeyinde hassasiyet oluşturması nedeniyle optimim sonuç olarak elde edilmiştir.

KAYNAKLAR

''Ansys Fluent 12.0 User's Guide," 2009. Accessed May 01, 2019. ftp://115.88.84.229/disk1/Program_install_files/FLUENT_V12_Manual/flug.pdf

''Ansys Meshing User's Guide, Release 13.0,'' 2010. Accessed May 01, 2019. http://www.fluid.tuwien.ac.at/322057?action=AttachFile&do=get&target=flu_ug.pdf

''ANSYS Fluent Meshing User's Guide 17,'' 2016. Accessed May 01, 2019. http://dl.racfd.com/ANSYS-Fluent-Tutorial-Guide_r170.pdf

Budiyanto M. A., Novri J., Alhamid M. I. and Ardiyansyah, 2019, "Analysis of Convergent and Divergent-Convergent Nozzle of Waterjet Propulsion by CFD Simulation", AIP Conf. Proc. 2062, 020066

Birtu C. and Avramescu V., 2012, "Abrasive Water Jet Cutting - Technique, Equipment, Performances," (Conference on Nonconventional Technology Review), pp. 40-46.

Chernykh A. A., Sharapov A., I., Arzamastsev A. G. and Shatskikh Y. V., 2021, "Investigation of water-air flows in nozzles" Journal of Physics: Conference Series 2088 012006

Khan A., Aabid A. and S. A. Khan., 2018, "CFD analysis of convergent-divergent nozzle flow and base pressure control using micro-JETS", International Journal of Engineering & Technology, 7 (3.29) 232-235

McGeough J. A., 2016, "Cutting of Food Products by Ice-particles in a Water-jet," (CIRP Conference on Electro Physical and Chemical Machining (ISEM XVIII), pp. 863–865.

Mohamad W. N. F., Kasim M. S. and Norazlina M. Y., Hafiz, R. Izamshah, and S. B. Mohamed, 2019-2021, Results Eng., 6, 2020.

Pătîrnac I., Ripeanu R. G. and Laudacescu E., 2020, "Abrasive flow modelling through active parts water jet machine using CFD simulation", Materials Science and Engineering 724 012001

Pathan K. A., Ashfaq S., Dabeer P. S. and Khan S. A., 2019, "Analysis of Parameters Affecting Thrust and Base Pressure in Suddenly Expanded Flow from Nozzle", Journal of Advanced Research in Fluid Mechanics and Thermal Sciences 64, Issue 1-18

Radovanovic M., 2020, "Multi-Objective Optimization of Abrasive Water Jet Cutting Using MOGA," (Conference on Material Forming ESAFORM) pp. 781–787.

Song G., Zheng H., Wang Y., Zheng Y., Zhou Y. and Yao B., 2019, "Finite element analysis of nozzle selection based on high pressure water jet technology", Earth and Environmental Science 267 042053

Stoxreitera T., Martinb A., Tezac D. and Gallera R., 2018, "Hard rock cutting with high pressure jets in various ambient pressure regimes" International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences 108 179–188

Urazmetova O., Cadet M., Teutschb R. and Antonyuk S., 2021, "Investigation of the flow phenomena in high-pressure water jet nozzles", Chemical Engineering Research and Design 1 6 5 320–332

Wang L., Wang G., Mao L., Fu Q. and Zhong L., J. Pet., 2019, "Experimental research on the breaking effect of natural gas hydrate sediment for water jet and engineering applications" Sci. Eng., 184,106553. Eng., 226, 1, 64–78, 2012.

Yaacob N. S. M., Khalid A., Jaat N., Andsaler A. R., Azizul M. A., Sapit A., 2024, "Simulation and Modelling of Spray Characteristics, Spray Penetration Length and Injection Pressure of Biodiesel", AIP Conf. Proc. 2998, 030003

İLAÇ SEKTÖRÜNDE SOĞUK ZİNCİR LOJİSTİĞİ ENERJİ TÜKETİMİNİN FAZ DEĞİŞTİREN MALZEMELERLE İNCELENMESİ

Berçem KIRAN YILDIRIM*
*Marmara Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Kimya Mühendisliği Bölümü, 34854, Maltepe, İSTANBUL
bercem.kiran@marmara.edu.tr

Özet: İlaç soğuk zincirinde transfer edilecek ürünlerin, frigorifik kamyon konteynerinde 2–8 °C sıcaklık aralığında muhafaza edilmesi amacıyla kullanılan soğutma ünitesinin enerji tüketimi hem faz değiştiren malzemesiz (FDM'siz) hem de FDM'lerle incelenmiştir. Gıda katkı maddesi olarak kullanılan (E500) ve insan sağlığı açısından risk teşkil etmediği kabul edilen sodyum karbonatın (Na_2CO_3) farklı konsantrasyonlarda (ağırlıkça (ağ.) %1,0-5,0) hazırlanan çözeltileri FDM olarak kullanılmıştır. Çalışma periyodu boyunca toplam enerji tüketimi FDM'siz 0,0724 kWh olarak hesaplanırken, bu değer ağ.%3,0 Na_2CO_3 çözeltisi ile minimize edilmiştir, dolayısıyla enerji tasarrufu maksimum değerine (%17,20) ulaşmıştır. Sistemde çalışma periyodundan sonra elektrik kesintisi durumu test edilmiş ve kabin iç sıcaklığının 20 °C ortam sıcaklığına ulaşma süresine FDM entegrasyonun etkisi de belirlenmiştir. Bu sürenin ağ.%3,0 Na_2CO_3 çözeltisi ile maksimize edildiği (561 dakika) gözlemlenmiştir. İlaç soğuk zincirinde ürünlerin muhafaza edilmesi için kullanılan soğutma sistemlerinde enerji tasarrufu sağlamak amacıyla, sistemlere entegre edilebilecek alternatif bir FDM olarak ağ.%3,0 Na_2CO_3 çözeltisi önerilmektedir.
Anahtar Kelimler: Soğuk zincir lojistiği, faz değiştiren malzemeler, sodyum karbonat çözeltileri.

INVESTIGATION OF ENERGY CONSUMPTION IN PHARMACEUTICAL COLD CHAIN LOGISTICS WITH PHASE CHANGE MATERIALS

Abstract: The energy consumption of the cooling system, used to maintain products within a temperature range of 2–8 °C in a refrigerated truck container during pharmaceutical cold chain transportation, was investigated both with and without phase change materials (PCMs). Solutions of sodium carbonate (Na_2CO_3), recognized as a food additive (E500) and considered safe for human health, were prepared at varying concentrations (1.0–5.0 weight (wt.)%) to be used as phase change materials (PCMs). The total energy consumption during the running period was calculated to be 0.0724 kWh for the case without PCM. The integration of a 3.0 wt.% Na_2CO_3 solution led to the highest reduction in energy consumption, achieving a maximum energy saving of 17.20%. After the running period, a power failure scenario was tested, and the effect of the PCM integration on the time it took for the cabin temperature to reach the ambient temperature of 20 °C was also determined. It was observed that the time was maximized with the integration of a 3.0 wt.% Na_2CO_3 solution, extending to 561 minutes. Based on these results, a 3.0 wt.% Na_2CO_3 solution is proposed as an alternative PCM to enhance energy efficiency in cooling systems utilized for pharmaceutical cold chain storage and transportation.
Keywords: Cold chain logistics, phase change materials, sodium carbonate solutions.

GİRİŞ

Sıcaklığa duyarlı ve bozulabilir ürünlerin lojistiği için özel bir tedarik zinciri yönetimi türü olan Soğuk Zincir Yönetimi geliştirilmiştir (Kuo ve Chen, 2010). Soğuk zincir lojistiği ürün kalitesini, güvenliğini ve raf ömrünü korumak amacıyla depolama ve taşınma süreçlerinde sıkı sıcaklık kontrolü sağlamaktadır. Genellikle, ilaçlar için 2-8 °C, dondurulmuş gıdalar (kümes hayvanları, et, dondurma, karides) için 0 ile -29 °C veya daha düşük, taze meyve ve sebzeler için ise 0-16 °C aralığında sıcaklık kontrolü gerekmektedir (Chandran ve ark., 2022). Soğuk zincir lojistiğinin farklı sıcaklık gereksinimleri göz önünde bulundurulduğunda, soğutma işlemi bu sürecin önemli faaliyetlerinden biridir. Soğutma prosesinin enerji tüketimini azaltmanın yöntemlerinden biri sistemlerin uygun faz değiştiren malzemelerle (FDM'lerle) çalıştırılmasıdır. FDM 'lerin soğutma sistemlerine entegre edilmesinde; faz değişim sıcaklığı, kalınlık, miktar ve sistem içerisindeki yerleşimi gibi çeşitli faktörler göz önünde bulundurulmalıdır (Khan, 2016). Calati ve ark. (2022) yürüttüğü teorik bir çalışmada frigorifik kamyonlarda kullanmak üzere yeni bir yalıtımlı duvar konsepti önerilmiştir. Yenilikçi

kompozit duvar, 0,5 cm'den 2 cm'ye kadar farklı kalınlıklarda bir FDM tabakasını saran geleneksel bir poliüretan (PU) yalıtım tabakasından oluşur. FDM olarak değişen faz değişim sıcaklıklara sahip (2-5°C) üç ticari parafin tercih edilmiştir. Çalışma Vicenza (İtalya)'da yaz gününde sabah 6'dan akşam 4'e kadar değişen saatlik güneş radyasyonu dikkate alınarak yürütülmüştür. Frigorifik kamyonun sabit durduğu durumla 40 km/h ve 80 km/h sabit hızlarda hareket ettiği durumlar kıyaslanmıştır. Sonuçlar, varsayımsal yolculuk sırasında kapıların hiç açılmadığı ve 2-8 °C aralığında tutulmaya çalışılan soğutulan hücrenin yük taşımadığı (yani boş olduğu) bir referans durumuna dayanmaktadır. FDM kalınlığının etkisi incelendiğinde, 1 cm kalınlığındaki katmanın, simüle edilen 10 saatlik taşıma süresince hava sıcaklığının FDM'nin referans erime sıcaklığından en fazla 2 °C yüksek olmasına izin verdiği ortaya konulmuştur. İncelenen tüm FDM kalınlıkları arasında, en kalın olanının güzergâh boyunca en düzgün hava sıcaklığını sağladığı tespit edilmiştir. Bu çalışma FDM entegrasyonun önemini ortaya koymasının yanı sıra uygun kalınlıkta entegrasyonun kabin iç hava sıcaklığı üzerine belirleyici bir etkisi olduğunu göstermektedir.

FDM'ler organik, inorganik ve ötektik olarak sınıflanabilir. Organik FDM'ler kimyasal ve termal olarak kararlı, toksik olmayan ve korozyona neden olmayan yapıları gibi çeşitli özellikleriyle öne çıkarken düşük termal iletkenlikleri, düşük faz değişim entalpileri ve faz geçişi sırasında meydana gelen hacim değişiklikleri, organik FDM'lerin başlıca dezavantajları arasında yer alır. Öte yandan, inorganik FDM'ler iyi termal iletkenlikleri, ucuz ve yanıcı olmamalarıyla dikkat çekerler. Ancak, korozyon, faz ayrışması, yetersiz termal stabilite gibi sorunlar da inorganik FDM'lerin kullanılabilirliğini sınırlayan faktörlerdir. Ötektikler ise, iki veya daha fazla FDM'nin bileşiminden oluşur; bunlar inorganik-inorganik, organik-inorganik ya da organik-organik kombinasyonlar olabilir (Pahamli ve Valipour, 2021). Farklı bileşenlerin belirli oranlarda karıştırılmasıyla istenilen faz değişim sıcaklığına sahip olabilmeleri, ötektiklerin önemli bir avantajıdır (Su ve ark., 2015). Dolayısıyla bir çok çalışmada ötektik FDM'ler tercih edilmektedir. Lin ve ark. (2022) yaptıkları bir çalışmada soğuk zincir taşımacılığında (2–8 °C) kullanmak üzere kolay bulunabilen ve ucuz olan sodyum sülfat dekahidrat (SSD) esaslı yeni bir FDM geliştirmeyi amaçlamışlardır. SSD'nin faz ayrışması, düşük ısıl iletkenlik ve bunun gibi sınırlayıcı özellikleri, uygun katkı maddeleri (NH_4Cl, KCl, boraks ve CMC) ile giderilmiştir. Hazırlanan kompozitlerden SSD-BCKN3'ün (ağ. % 69.0 SSD-ağ. %3.0 boraks-ağ. %3.0 CMC-ağ. %5.0 KCl- ağ. %20.0 NH_4Cl) FDM olarak istenilen özellikleri taşıdığını ortaya koymuşlardır. Bunu meyve muhafaza testleri ile desteklemişlerdir. Sonuç olarak, etkin bir şekilde faz ayrımını ve aşırı soğumayı engellemesi göz önünde bulundurularak SSD-BCKN3'ün soğuk zincir taşımacılığında kullanılabileceğini belirtmişlerdir. Literatürde sunulan bir çok çalışma uygun FDM entegrasyonun sistem performansı üzerinde belirleyici bir etkisi olduğunu göstermektedir.

Bu çalışmada, 2 – 8 °C sıcaklık aralığında çalışan bir frigorifik kamyonunun soğutma sistemini ve konteynerini simüle etmek üzere bir soğutma sistemi FDM'siz ve farklı FDM'lerle test edilmiştir. Çalışma sıcaklığı göz önünde bulundurulduğunda sisteme, FDM olarak, gıda katkı maddesi olarak kullanılan (E500) ve insan sağlığı açısından risk teşkil etmediği kabul edilen sodyum karbonatın (Na_2CO_3) farklı konsantrasyonlarda (ağırlıkça (ağ.) %1,0-5,0) hazırlanan çözeltileri entegre edilmiştir. Sisteme FDM entegrasyonunun kabin iç hava sıcaklığının dalgalanmasına ve sistemin toplam enerji tüketimine etkileri incelenmiştir. Kompresör çalışma süresinin minimize ederek maksimum enerji tasarrufu sağlayacak, ayrıca sistem de elektrik kesintisi durumunda kabin iç sıcaklığının 20 °C ortam sıcaklığına ulaşma süresini maksimize edecek olan FDM, frigorifik kamyonlarda kullanılmak üzere önerilmiştir.

MATERYAL VE METOD

İlaç soğuk zincirinde ürünlerin transferinde kullanılacak olan bir frigorifik kamyonun konteynerini ve soğutma ünitesini temsil etmek üzere laboratuvar ölçekli bir soğutma sisteminin enerji tüketimi 2-8 °C sıcaklık aralığında FDM'siz ve FDM'lerle test edilmiştir. Gıda katkı maddesi olarak kullanılan (E500) ve insan sağlığı açısından risk teşkil etmediği kabul edilen sodyum karbonatın (Na_2CO_3) farklı konsantrasyonlarda hazırlanan çözeltileri FDM olarak entegre edilmiştir. Ağ. %5,9 Na_2CO_3 çözeltisinin faz değişim sıcaklığının -2,1 °C olduğu ve füzyon ısısının 310 kJ/kg olduğu bilinmektedir (Li ve ark., 2013). Bu faz değişim sıcaklığı göz önünde bulundurularak Na_2CO_3 çözeltileri ağ. %1,0-5,0 değişen konsantrasyonlarda toplam 600 mL hacminde (Kiran-Yildirim, 2022) hazırlanmıştır. Çözeltiler alüminyum paketlerle dondurucuda (-18°C) yatay olarak dondurulmuştur. Ardından kabin (72 L) iç arka duvarında yer alan evaporatör yüzeyine entegre edilmiştir.

Soğutma sistemi temel ekipmanları bir kompresör, bir evaporatör, bir kondenser ve bir genleşme valfidir. Sistemde R404A soğutucu akışkan olarak sirküle edilmiştir. Ortam sıcaklığı klima kullanılarak 20°C'de sabit tutulmuştur. Kabin iç hava sıcaklığı ve tüm ekipmanların giriş ve çıkış noktalarında sıcaklık değerleri ve network analizörüyle güç tüketimi ±1,0 doğrulukta ölçülmüştür.

Sistemin FDM'siz ve FDM'lerle 2 saatlik çalışma periyodunda, kompresörün açık kalma süresi ($t_{açık}$) ve kapalı kalma süresi ($t_{kapalı}$) tespit edilmiş ve kompresör çalışma süresi (%) Eş. 1'e göre hesaplanmıştır.

$$Çalışma\ süresi\ (\%) = \frac{t_{açık}}{t_{açık}+t_{kapalı}}\ x\ 100 \qquad (1)$$

Çalışma periyodunda kompresör gücünün ($\dot{w}$,kW) zamanla değişimi kaydedilmiştir. Toplam enerji tüketimi (w,kWh) Eş. 2'de sunulan denklem kullanılarak hesaplanmıştır (Yilmaz ve ark., 2020).

$$w = \int_{t=0\ saat}^{t=2\ saat} \dot{w}(t)\, dt \qquad (2)$$

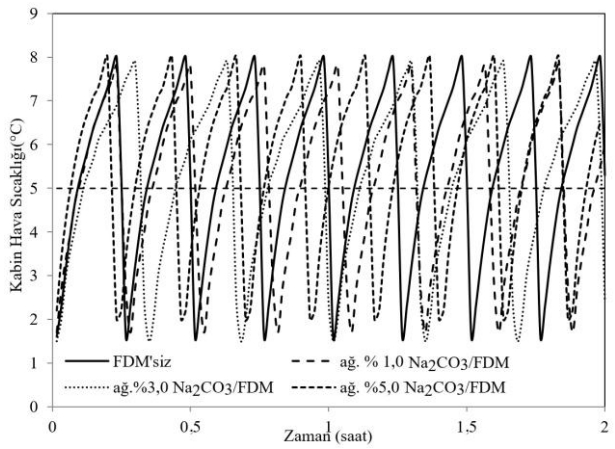
FDM'siz enerji tüketimi (w) ve FDM'li enerji tüketim (w_{FDM}) değerleri kullanılarak, Eş. 3'e göre enerji tasarrufu (%) hesaplanmıştır.

$$Enerji\ taasarrufu\ (\%) = \frac{w_{FDM}-w}{w}\, x\ 100 \qquad (3)$$

Sistemde çalışma periyodunun ardından elektrik kesintisi durumu simüle edilmiştir. Elektrik kesintisi esnasında kabin iç sıcaklığının 20 °C ortam sıcaklığına ulaşma süresi FDM'siz ve FDM'lerle tespit edilmiştir.

BULGULAR VE TARTIŞMALAR

Laboratuvar ölçekli bir soğutma sistemi ilaç soğuk zincirinde ürünlerin transferinde kullanılacak olan bir frigorifik kamyonun konteynerini ve soğutma ünitesini temsil etmek üzere 2-8 °C sıcaklık aralığında FDM'siz ve FDM'lerle test edilmiştir. Ağ. %1,0-5,0 değişen konsantrasyonlarda hazırlanan Na_2CO_3 çözeltileri FDM olarak kullanılmıştır. Çalışma periyodu boyunca zamanla kabin iç hava sıcaklığının değişimi Şekil 1'de sunulmuştur.



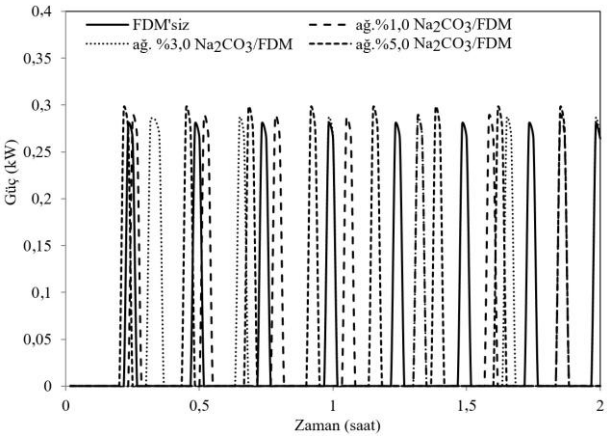
Şekil 1. Kabin iç hava sıcaklığının çalışma periyodu boyunca FDM'siz ve FDM'lerle değişimi.

Şekil 1 incelendiğinde, çalışma periyodu boyunca FDM'siz durumda 8 döngü sayısı tespit edilirken, uygun FDM ile döngü sayısının azaldığı ve ağ. %1,0 Na_2CO_3 çözeltisi ve ağ. %3,0 Na_2CO_3 çözeltisi ile sırasıyla 7,5 ve 6 döngü sayısı elde edildiği görülmektedir. Döngü sayısının ağ. %5,0 Na_2CO_3 çözeltisi entegre edildiği durumda ise FDM'siz duruma kıyasla arttığı tespit edilmiştir. Kompresörün kapalı kalma süresindeki uzamaya bağlı olarak döngü sayısındaki azalma, kompresör ömrünü korumak için istenilen bir durum olduğu gibi toplam enerji tüketiminin azalmasının sağlayacaktır. FDM'siz ve FDM'lerle sistemin test edildiği durumlarda kompresör açık kalma ve kapalı kalma süreleri Tablo 1'de sunulmuştur.

Tablo 1. FDM'siz ve FDM olarak Na_2CO_3 çözeltilerinin sisteme entegre edildiğinde çalışma süresi (%) değerleri.

FDM	Açık Kalma Süresi (dakika)	Kapalı Kalma Süresi (dakika)	Çalışma Süresi (%)
-	2	13	13,3
ağ. %1,0 Na_2CO_3 çözeltisi	2	14	12,5
ağ.%3,0 Na_2CO_3 çözeltisi	**2**	**18**	**10,0**
ağ.%5,0 Na_2CO_3 çözeltisi	2	12	14,3

Tablo 1'de sunulan kompresör açık kalma süreleri değerlendirildiğinde, açık kalma süresinin (2 dakika) FDM entegreayonundan etkilenmediği görülmektedir. Ancak kompresör kapalı kalma süresinin uygun FDM entegrasyonu ile uzadığı görülmektedir, dolayısıyla döngü sayısındaki azalmanın kompresör kapalı kalma süresinde uzamaya bağlı olduğu tespit edilmiştir. Kompresör kapalı kalma süresi FDM'siz durumda 13 dakika iken ağ. %5,0 Na_2CO_3 çözeltisi ile 12 dakikaya düşmüş, ağ. %1,0 Na_2CO_3 çözeltisi ve ağ. %3,0 Na_2CO_3 çözeltisi ile sırasıyla 14 dakika ve 18 dakikaya kadar uzamıştır. Kompresör açık ve kapalı kalma süreleri dikkate alınarak Eş. 1'e göre çalışma süreleri (%) hesaplanmıştır. Kompresör çalışma süresi FDM'siz durumda %13,3 olarak hesaplanırken FDM olarak sırasıyla ağ. %1,0 Na_2CO_3, ağ. %3,0 Na_2CO_3 ve ağ. %5,0 Na_2CO_3 çözeltileri entegre edildiğinde %12,5, %10,0 ve %14,3 olarak belirlenmiştir. Kompresör çalışma süresinde tespit edilen azalma belirtildiği gibi kompresör ömrünün korunması için ve enerji tasarrufu için istenilen bir durumdur. Sistemin çalışma periyodu boyunca FDM'siz ve FDM'li durumda toplam enerji tüketimlerini tespit etmek için çalışma periyodu boyunca birim zamanda kompresörün tükettiği güç değerleri kaydedilmiş ve bu veriler Şekil 2'de sunulmuştur.



Şekil 2. FDM olarak Na_2CO_3 çözeltilerinin sisteme entegre edilmesinin güç tüketimine etkisi.

Toplam enerji tüketimi değerleri, FDM'siz durumda ve FDM'lerle, Eş. 2 kullanılarak 2 saatlik çalışma periyodu için hesaplanmıştır. Çalışma periyodu boyunca toplam enerji tüketimi FDM'siz 0,0724 kWh iken, FDM olarak ağ. %1,0, ağ. %3,0 ve ağ. %5,0 Na_2CO_3 çözeltileriyle sırasıyla 0,0645 kWh, 0,0600 kWh ve 0,0760 kWh olarak hesaplanmıştır. Kompresör çalışma süresinin ağ.%3,0 Na_2CO_3 çözeltisi sisteme entegre edildiği durumda minimize edildiği belirlenmişti, beklenildiği üzere minimum enerji tüketimi de aynı FDM ile elde edilmiştir.

Sistemin çalışma periyodu boyunca toplam enerji tüketim verileri kullanılarak Eş. 3'e göre FDM entegrasyonu ile sağlanan enerji tasarrufu (%) değerleri hesaplanmıştır. FDM olarak ağ. %1,0 ve ağ. %3,0 Na_2CO_3 çözeltileri sisteme entegre edildiği durumda enerji tasarrufu değerleri sırasıyla %10,9 ve %17,2 olarak hesaplanırken, ağ. %5,0 Na_2CO_3 çözeltisi ile enerji tasarrufu sağlanamadığı belirlenmiştir. FDM'siz duruma göre en fazla enerji tasarrufu, çalışma süresinin (%) minimize edildiği ağ. %3,0 Na_2CO_3 çözeltisinin FDM olarak entegre edildiği durumda elde edilmiştir. Elde edilen tüm sonuçlar Tablo 2'de listelenmiştir.

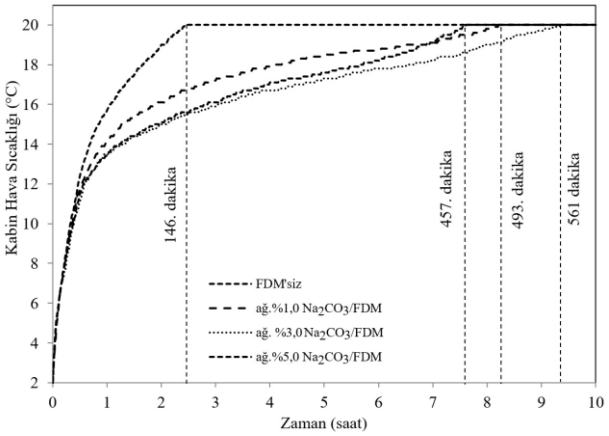
Tablo 2. FDM olarak Na_2CO_3 çözeltilerinin sisteme entegre edildiğinde enerji tasarrufunun (%) değişimi

FDM	Çalışma Süresi (%)	Günlük Toplam Enerji Tüketimi (kWh/24h)	Enerji Tasarrufu (%)
-	13,3	0,869	-
ağ. %1,0 Na_2CO_3 Çözeltisi	12,5	0,774	-10,9
ağ. %3,0 Na_2CO_3 Çözeltisi	**10,0**	**0,719**	**-17,2**
ağ. %5,0 Na_2CO_3 Çözeltisi	14,3	0,912	5,0

Tablo 2'de sunulan sonuçlar değerlendirildiğinde, sisteme ağ. %3,0 Na_2CO_3 çözeltisi entegre edildiğinde çalışma süresinin (%) minimize edildiği, enerji tasarrufunun (%) maksimize edildiği görülmektedir. Sonuç olarak, ağ. %3,0 Na_2CO_3 çözeltisinin 2-8 °C sıcaklık aralığında test edilen soğutma sistemi için en uygun FDM olduğu ortaya konulmuştur.

Tüm bu çalışmalara ek olarak, çalışma periyodunun ardından sistemde elektrik kesintisi durumu simüle edilmiştir. Kabin iç sıcaklığının 20 °C ortam sıcaklığına ulaşma süresi FDM'siz durumda ve FDM'lerle tespit edilmiştir. Elektrik kesintisi esnasında zamanla kabin iç hava sıcaklığının değişimi Şekil 3'te sunulmuştur.

Şekil 3'te, elektrik kesintisi esnasında kabin iç hava sıcaklığının FMD'siz durumda 146 dakikada ortam sıcaklığına ulaştığı görülürken, bu sürenin FDM olarak ağ.%1,0, ağ.%3,0 ve ağ.%5,0 Na_2CO_3 çözeltilerinin sisteme entegre edildiği durumlarda sırasıyla 493 dakika, 561 dakika ve 457 dakikaya kadar uzadığı tespit edilmiştir.



Şekil 3. Elektrik kesintisi esnasında, FDM'siz ve FDM olarak Na_2CO_3 çözeltilerinin sisteme entegre edilmesi durumlarında kabin iç hava sıcaklığının zamanla değişimi.

Elektrik kesintisi durumunda elde edilen tüm sonuçlar değerlendirildiğinde, kabin iç hava sıcaklığının ortam sıcaklığına ulaşma süresinin ağ. %3,0 Na_2CO_3 çözeltisinin ile maksimize edildiği görülmektedir. Bu sonuçta en uygun FDM'nin ağ. %3,0 Na_2CO_3 çözeltisi olduğu sonucunu desteklemektedir.

SONUÇLAR

İlaç soğuk zincirinde ürünlerin transferinde kullanmak üzere bir frigorifik kamyonun konteynerini ve soğutma ünitesini temsil etmek üzere laboratuvar ölçekli bir soğutma sistemi 2-8 °C sıcaklık aralığında FDM'siz ve FDM'lerle test edilmiştir. Na_2CO_3 çözeltileri FDM olarak sisteme entegre edilmiştir. FDM entegrasyonu sonucu kompresör çalışma süresi, enerji tasarrufu ve elektrik kesintisi esnasında kabin iç sıcaklığının 20 °C ortam sıcaklığına ulaşma süresi değişimleri değerlendirilmiştir. Elde edilen sonuçlar aşağıda listelenmiştir.

☐ Çalışma süresinin uygun FDM entegrasyonu ile azaltılabileceği tespit edilmiştir. FDM'siz durumda %13,3 hesaplanan çalışma süresi, ağ. %1,0 Na_2CO_3 ve ağ. %3,0 Na_2CO_3 çözeltileri entegre edildiğinde sırasıyla %12,5 ve %10,0 değerlerine düştüğü tespit edilmiştir. Çalışma süresinin ağ. %3,0 Na_2CO_3 çözeltisi ile minimize edilebildiği ortaya konulmuştur.

☐ Sistemin toplam enerji tüketimi FDM'siz 0,0724 kWh iken, uygun FDM entegreasyonu ile çalışma süresinde belirlendiği gibi azaltılabildiği, ağ. %1,0 ve ağ. %3,0 Na_2CO_3 çözeltileriyle sırasıyla 0,0645 kWh ve 0,0600 kWh değerlerine düştüğü tespit edilmiştir. Enerji tüketim değerleri dikkate alınarak enerji tasarrufu (%) değerleri ağ. %1,0 ve ağ. %3,0 Na_2CO_3 çözeltileriyle sırasıyla %10,9 ve %17,2 olarak hesaplanmıştır. Enerji tasarrufunun ağ. %3,0 Na_2CO_3 çözeltisi ile maksimize edildiği belirlenmiştir.

☐ Kabin iç sıcaklığının elektrik kesintisi esnasında 20 °C ortam sıcaklığına ulaşma süresi FMD'siz durumda 2,4 saatten, FDM olarak ağ. %3,0 Na_2CO_3 çözeltisinin

entegre edilmesi ile maksimize edildiği ve 9,4 saate kadar uzadığı tespit edilmiştir.

Elde edilen tüm sonuçlar değerlendirildiğinde, ilaç soğuk zincirinde frigorifik taşımacılığın vazgeçilmez unsurlarından biri olan frigorifik kamyonlarda ağ. %3,0 Na_2CO_3 çözeltisinin FDM olarak kullanılabileceği ortaya konulmuştur.

KAYNAKLAR

Chandran R., Hasanuzzaman M., Arıcı M. and Kumar L., 2022, Energy, economic and environmental impact analysis of phase change materials for cold chain transportation in Malaysia, *J. Energy Storage*, 55, 1-17.

Calati, M., Zilio, C., Righetti, G., Longo, G. A., Hooman, K., and Mancin, S., 2022, Latent thermal energy storage for refrigerated trucks, *Int. J. Refrigeration*, 136, 124-133.

Kiran-Yildirim, B., 2022, Performance evaluation of a laboratory-scale cooling system as a household refrigerator with phase change materials, *Energy Sources A: Recovery, Util. Environ.*, 44, 5852-5867.

Kuo J. C. and Chen M. C., 2010, Developing an advanced multi-temperature joint distribution system for the food cold chain, *Food control*, 21, 559-566.

Khan, Md. I.H., 2016, Conventional refrigeration systems using phase change materials: a review, *Int. J. Air-Cond Refri.*, 24:1630007, 1-16.

Li, G., Hwang, Y., Radermacher, R., and Chun, H. H., 2013, Review of cold storage materials for subzero applications, *Energy*, 51, 1-17.

Lin, N., Li, C., Zhang, D., Li, Y., and Chen, J., 2022, Emerging phase change cold storage materials derived from sodium sulfate decahydrate, *Energy*, 245, 123294.

Pahamli, Y., and Valipour, M. S., 2021, Application of phase change materials in refrigerator and freezer appliances: A comprehensive review, *J. Heat Mass Transf. Res.*, 8, 87-104.

Su, W., Darkwa, J., and Kokogiannakis, G., 2015, Review of solid–liquid phase change materials and their encapsulation technologies. *Renew. Sust. Energ.*, 48, 373-391.

Yilmaz, D., Mancuhan, E., and Yılmaz, B., 2020, Experimental investigation of PCM location in a commercial display cabinet cooled by a transcritical CO_2 system, *Int. J. Refrigeration*, 120, 396-405.

SEMBOLLER

$t_{açık}$ Kompresör açık kalma süresi [dakika]
$t_{kapalı}$ Kompresör kapalı kalma süresi [dakika]
w FDM'siz durumda toplam enerji tüketimi [kWh]
w_{FDM} FDM'li durumda toplam enerji tüketimi [kWh]
$\dot{w}$ Güç [kW]

TEŞEKKÜR

Bu bildiri "TÜBİTAK 2224-B Yurt İçi Bilimsel Etkinliklere Katılımı Destekleme Programı" kapsamında desteklenmiştir. (Başvuru Numarası: 1919B022502881).

FARKLI HALKASAL ARALIKLARA SAHİP GİZLİ ISI TERMAL ENERJİ DEPOLAMA ÜNİTESİNDE KATILAŞMA SÜRECİNİN İNCELENMESİ

Hüseyin Berke ALKENT*, Sare MITINCIK*, Mustafa Yusuf YAZICI*
*Samsun Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makina Mühendisliği Bölümü
55420 Ondokuz Mayıs, SAMSUN, 201120035@samsun.edu.tr, sare.mitincik@samsun.edu.tr, myusuf.yazici@samsun.edu.tr

Özet: Bu çalışmada, üç farklı halkasal aralığa (20mm, 30mm ve 40mm) sahip parafin/grafit matris kompozit gizli ısı termal enerji depolama ortamlarının katılaşma davranışı incelenmiştir. Depolama ortamı olarak 50 ve 143kg/m^3 yığın yoğunluklu kompozit depolama ortamları benimsenmiştir. Her bir yığın yoğunluklu kompozit için değişen halkasal aralıklar boyunca depolama ortam kütlesi sabit tutulmuştur. Sayısal çalışmalar, atık ısı uygulamaları referans alınarak, 25°C ve 35°C olmak üzere iki farklı ısı transfer akışkanı giriş sıcaklığı altında yapılmıştır. Model doğrulama, küçük ölçekli deney düzeneği üzerinden alınan veriler yardımıyla sağlanmıştır. Depolama ortamlarına ait katılaşma davranışı; zamana bağlı sıcaklık profilleri, katılaşma süreleri, kritik nokta sıcaklık profilleri ve toplam enerji geri kazanım oranları üzerinden sağlanmıştır. Sonuçlar, grafit matrisin sunduğu yüksek ısıl köprüler yardımıyla özellikle termal enerji geri kazanım uygulamalarında önemli bir potansiyele sahip olduğunu göstermiştir. Parafin/grafit matris kompozitin yüksek ısıl iletkenlik değerleri, homojen bir katılaşma davranışı ve üniform sıcaklık dağılımı ile sonuçlanmıştır. Termal enerji depolama ortamına ait halkasal aralığın azalması, katılaşma sürelerinde %73.1 iyileşmeye yol açmıştır. Diğer taraftan, ısı transfer akışkanı giriş sıcaklığındaki artış, katılaşma süresinde %31.8'e varan artış oranlarına sebep olmuştur. Son olarak, en yüksek enerji geri kazanım oranlarının, düşük halkasal aralıklarda (20mm), yüksek yığın yoğunluklarında (143kg/m^3) ve düşük akışkan giriş sıcaklıklarında (25°C) elde edildiği görülmüştür.
Anahtar Kelimler: Faz değiştiren madde, grafit matris, termal iletkenlik iyileştirme, atık ısı geri kazanım

INVESTIGATION OF THE SOLIDIFICATION PROCESS IN A LATENT HEAT THERMAL ENERGY STORAGE UNIT WITH VARYING ANNULAR GAPS

Abstract: In this study, the solidification behavior of paraffin/graphite matrix composite phase change materials (PCMs) with three annular gap sizes (20 mm, 30 mm, and 40 mm) was numerically investigated. Composite storage media with bulk densities of 50 kg/m^3 and 143 kg/m^3 were adopted as the thermal energy storage material. For each bulk density, the total mass of the storage medium was kept constant across different annular gap configurations. The simulations were conducted under two inlet temperatures of the heat transfer fluid-25 °C and 35 °C-chosen to represent low-grade waste heat recovery scenarios. Model validation was performed using data obtained from a small-scale experimental setup. The solidification characteristics of the storage media were assessed based on time-dependent temperature profiles, solidification times, temperature evaluation at critical locations, and overall energy recovery efficiency. The results demonstrated that the graphite matrix offers significant potential for thermal energy recovery applications due to its superior thermal bridging capability. The high thermal conductivity of the paraffin/graphite composite enabled uniform temperature distribution and homogeneous solidification behavior. Reducing the annular gap led to a 73.1% improvement in solidification time. Conversely, increasing the heat transfer fluid inlet temperature resulted in up to a 31.8% increase in solidification times. Ultimately, the highest energy recovery efficiencies were achieved with smaller annular gaps (20 mm), higher bulk densities (143 kg/m^3), and lower fluid inlet temperatures (25 °C).
Keywords: Phase change materials, graphite matrix, melting, thermal conductivity enhancement, waste heat recovery

GİRİŞ

Günümüzde, temiz enerji ve enerjinin sürdürülebilirliği kapsamında yeni stratejilerin geliştirilmesine yönelik araştırmaların sayısı gün geçtikçe artmaktadır. Bu stratejiler içerisinde termal enerji depolama (TED), yeşil çevre ve düşük karbon emisyonu hedeflerine katkıda bulunan kilit unsurlardan ve araştırma konularından biri

olarak görülmektedir (Mitali vd., 2022). Bu kapsamda, geniş erime aralığı, kimyasal kararlılık ve korozif olmama gibi özelliklerinin yanı sıra yüksek miktarda enerji depolama yoğunluğuna sahip faz değiştiren madde (FDM)'ler, TED sistemlerinde büyük ilgi görmektedir. Ancak, zayıf termal iletkenlikleri FDM'lerin kullanımını önemli ölçüde sınırlamaktadır (Goel vd., 2023).

Araştırmacılar, FDM'lerin düşük termal iletkenlik dezavantajını gidermek için nanopartikül (metal/karbon bazlı) ilavesi, kanatçık ilavesi, mikro kapsülleme, metal veya grafit matris kullanımı gibi birçok yöntem geliştirmiş ve uygulamışlardır (Choure vd., 2023). Bu yöntemler arasında, karbon türevi malzeme olan grafit matris kullanımı ön plana çıkan uygulamalardan bir tanesidir. Grafit matrisler, yüksek termal iletkenlik, yüksek gözeneklilik oranları (>80-85) ile yüksek adsorpsiyon kapasitesi, kararlı kimyasal yapı, düşük yoğunluk vb. gibi önemli avantajlara sahip malzemelerdir (Badenhorst, 2019). Bu doğrultuda, ısı transfer davranışının grafit malzeme kullanılarak iyileştirilmesi ve enerji geri kazanım performansının arttırılması üzerine literatürdeki deneysel ve sayısal çalışmalar şu şekildedir: (Song vd., 2019), dodekan/grafit kompozit yapı içindeki grafit miktarı ile oynayarak sızıntının olmadığı ve yüksek termal iletkenliğin hedeflendiği çeşitli numuneleri, halka aralıklı geometride deneysel ve sayısal olarak incelemişlerdir. Erime ve katılaşmanın incelendiği çalışmada, kompozit yapıdaki ideal grafit miktarının %16 olduğu ve grafit ilavesiyle dodekan termal iletkenliğinin 15 kat arttığı görülmüştür. (Lin vd., 2019), parafin bazlı halkasal aralıklı bir TED ünitesinde, saf parafin ve parafin-genişletilmiş grafit depolama ortamlarının deşarj davranışını farklı geometrik parametreler (depolama ortamı çapı, kanatçık ve şaşırtmalı konfigürasyon) altında sayısal olarak incelemişlerdir. Parafin-genişletilmiş grafit kullanımında, saf parafin durumuna kıyasla, 19mm'lik depolama ortam çapı ve 100mm'lik şaşırtmalı konfigürasyon için katılaşma süresinin %50 oranında azaldığı görülmüştür. (Kenisarin vd., 2019), parafin/grafit kompozit FDM'lerin termal özelliklerini, farklı genişletilmiş grafit kütle oranları (%0-6) altında deneysel olarak incelemişlerdir. Grafit miktarının %0'dan %6'ya arttırılması ile termal iletkenlik değerinin 0,266W/mK artış göstererek 1,263W/mK değerine ulaştığı görülmüştür. İlave olarak, şarj ve deşarj durumları için termal iletkenlik iyileşme oranlarının ($k_{kompozit}/k_{parafin}$), sırasıyla, 3,79 ve 4,9 artarak şarj/deşarj sürelerini azalttığı sonucuna ulaşılmıştır. (Fang vd., 2020), binalardaki radyant soğutma uygulamaları için halkasal geometriye sahip termal enerji depolama ortamında depolama kapasitesi ve deşarj davranışını deneysel olarak araştırmışlardır. Çalışmada, FDM olarak pentadekan, termal iletkenlik arttırıcı malzeme olarak farklı kütle oranlarına sahip (%0-30) genişletilmiş grafit kullanılmıştır. Sonuçlar, genişletilmiş grafit kütle oranının artması ile depolama kapasitesinin arttığını ve deşarj hızının azaldığını göstermiştir.

(Opolot vd., 2020), halka aralıklı geometride, faz değiştiren madde (FDM581) ile farklı gözeneklilik oranlarına (%80, %85, %90 ve %95) sahip grafit köpüklerin kullanıldığı depolama ortamında şarj-deşarj döngüsü performansını inceleyen sayısal bir çalışma gerçekleştirmişlerdir. Çalışma sonucunda, yüksek gözeneklilik oranlarına sahip depolama ortamlarının daha uzun şarj ve deşarj süreleri sergilediği bulunmuştur. Ayrıca, ısıtma/soğutma duvarına yakın olarak konumlandırılan grafit köpük yerleşiminin, diğer kademeli sistemlere kıyasla daha iyi performans gösterdiği bulunmuştur. (Zhao vd., 2021), dikdörtgen bir termal enerji depolama ünitesinde, grafit köpük gözenekliliğinin (0,8; 0,85; 0,9; 0,95) ve kısmen doldurulmuş grafit köpük ilavesinin erime ve katılaşma davranışı üzerindeki etkisini sayısal olarak incelemişlerdir. Sonuçlar, 0,9 gözeneklilik oranına sahip grafit köpüğün, erime ve katılaşma sürelerini, sırasıyla, %58,4 ve %92 oranında azaltarak çevrim (erime-katılaşma) performansı için en iyi oran olduğunu göstermiştir. Ancak, depolama geometrisinin alt kısmında kısmen doldurulmuş grafit köpük bulunması durumunda, erime performansı artsa da katılaşma performansının azaldığı bulunmuştur. (Mitincik & Yazici, 2024), parafinin düşük termal iletkenlik sorununu ortadan kaldırmak amacıyla, farklı yığın yoğunluklarına (0, 23, 50, 100 ve 143 kg/m^3) sahip parafin/grafit matris TED ortamlarının geri kazanım performansını sayısal (deneysel doğrulamalı) olarak incelemişlerdir. Araştırmacılar, parafin/grafit matris kompozitlerin, saf parafin durumuna kıyasla, içerdiği termal köprüler yoluyla üniform ve hızlı bir katılaşma davranışı sergilediğini gözlemlemişlerdir. Diğer taraftan, yüksek yığın yoğunluğuna sahip depolama ortamlarının termal enerji geri kazanım oranını arttırdığı, ancak 100 kg/m^3 yığın yoğunluğu değerinin üzerine çıkıldığında bu etkinin azaldığı görülmüştür.

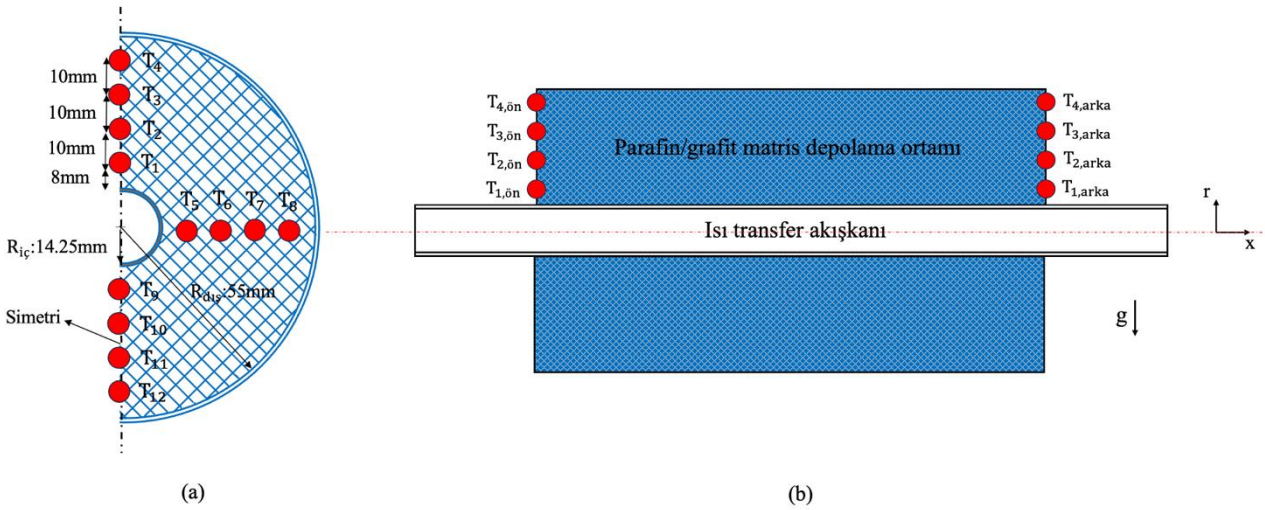
Literatür araştırması, parafin/grafit matrislerin kullanıldığı gizli ısı termal enerji depolama uygulamalarında katılaşma/deşarj davranışı incelemelerinin oldukça sınırlı olduğunu göstermektedir. İlave olarak, yapılan çalışmaların çoğu gizli ısı ve termal iletkenlik gibi termal özelliklerin karakterizasyonu ile sınırlı benzer gözlemlere sahiptir. Dolayısıyla, TED ünitelerinde ısı geri kazanım performans incelemelerinde çok daha fazla araştırma ilgisine ihtiyaç duyulduğu görülmektedir. Bu çalışmada, parafin/grafit matris gizli ısı depolama uygulamalarında enerji geri kazanım sürecine ait sayısal bir inceleme gerçekleştirilmiştir. Literatürden farklı olarak, üç farklı halkasal aralığın katılaşma davranışı, 50kg/m^3 ve 143kg/m^3 yığın yoğunluğuna sahip parafin/grafit matris kompozit depolama ortamları için değerlendirilmiştir. Her bir yığın yoğunluğuna ait depolama ortam kütlesi, değişen halkasal aralıklar için sabit tutulmuştur. Yapılan çalışma, ilave araştırma parametreleri (farklı ısı transfer akışkanı (ITA) giriş hızları-0.1m/s, 0.3m/s ve farklı ısı transfer akışkanı giriş sıcaklıkları-25°C, 35°C) ile desteklenmiştir. Sayısal çalışmalar için, Hesaplamalı

Akışkanlar Dinamiği (HAD) yazılımı olan ANSYS-Fluent paket programı kullanılmıştır. Model doğruluğu, deney düzeneği üzerinden alınan veriler yardımıyla sağlanmıştır.

MATERYAL VE METOD

Fiziksel Model

Şekil 1'de, sayısal çalışmalarda kullanılan halka aralıklı parafin/grafit kompozit termal enerji geri kazanım ünitesinin ön ve yan görünümleri sunulmaktadır. Halka aralıklı depolama ortamı, kompakt yapısı ve yüksek verimliliği nedeniyle TED uygulamalarında en çok tercih edilen geometri olarak belirlenmiştir (A. K. Rai, 2012). Depolama ünitesi; ısı transfer akışkanı (su), ısı transfer borusu (bakır boru) ve parafin/grafit matris depolama ortamından oluşmaktadır. Gizli ısı TED ünitesi boyutları, $R_{iç}$: 14.25mm, $R_{dış}$: 55mm (farklı halkasal aralıklar için farklı dış çaplar) şeklindedir. Isı transfer borusunun kalınlığı ise 1 mm olarak belirlenmiştir. Bakır boru, ısı transfer akışkanının depolama ortamına tam gelişmiş olarak girmesine izin verecek şekilde girişte bir miktar (türbülanslı akış için 10D) uzatılmıştır. Aynı uzunluk, çıkış bölgesinde akış bozulmalarından kaynaklanabilecek hataları önlemek için tanımlanmıştır. Sıcaklık ölçümlerinin yapılacağı yerel noktalar arasındaki mesafeler, her bir depolama aralığı için karşılaştırma yapmaya olanak sağlayacak şekilde orantı sabitleriyle belirlenmiştir. Tablo 1'de, sayısal analizlerde kullanılan 50 kg/m^3 ve 143 kg/m^3 yığın yoğunluklarına sahip parafin/grafit matris kompozitlerin termofiziksel özellikleri sunulmuştur. HAD simülasyonları, hesaplama yükünü azaltmak amacıyla simetrik geometri kullanılarak yürütülmüştür.



Şekil 1. Termal enerji depolama ünitesine ait fiziksel model gösterimi; ön görünüm (a), yan görünüm (b)

Katılaşma süreci için başlangıç ve sınır şartları şu şekildedir:

t = 0 anında $T_{kompozit}$: 80°C

$t > 0$ anında,

T_{ITA} : 25°C ve 35°C,

V_{ITA} : 0.2m/s (türbülanslı akış)

Tüm dış duvarlar için adyabatik sınır şartı: $-k(\partial T/\partial x) = 0$

Tablo 1. Sayısal analizlerde kullanılan parafin/grafit matris depolama ortamlarına ait termofiziksel özellikler (Mallow vd., 2016)

Malzeme yığın yoğunluğu [kg/m^3]	ρ [kg/m^3]	c_p [kj/kgK]	k [W/mK]	L [J/kg]	T_k [°C]
50	856,55	2486,45	4,7	157000	56,3
143	915,9	2297,3	10,1	111100	53,8

Sayısal Yaklaşım

Sayısal simülasyonlar, gelecekteki sistem tasarımı ve sistem performansını öngörme gibi çeşitli avantajlar sunmaktadır (Voller & Prakash, 1987). Bu çalışmada, ticari HAD yazılımı olan ANSYS-Fluent paket programı kullanılmıştır. Fluent, erime/katılaşma problemlerinde entalpi-gözeneklilik (enthalpy-porosity) tekniğini kullanmaktadır (Brent vd., 1988).

Sayısal modeli basitleştirmek amacıyla yapılan varsayımlar şu şekildedir:

- Kompozit faz değiştiren madde homojen ve izotropiktir.
- Kompozit yapı içerisindeki ısı transferi yalnızca iletim yoluyla gerçekleşmektedir.
- Kompozit yapı içerisinde akış hareketi olmadığından viskozite sonsuz (10^5) kabul edilmiştir (Ling vd., 2015; Song vd., 2019).
- Büyük hız gradyenleri olmadığı için viskoz yitim ihmal edilmiştir.
- Isı transfer borusu boyunca eksenel yöndeki ısı iletimi ihmal edilmiştir.
- Depolama ortamında ısı üretimi söz konusu değildir.

Yukarıdaki varsayımlar doğrultusunda 3B modele uygulanan yönetici denklemler aşağıdaki gibidir:

Isı transfer akışkanı için,
Süreklilik Denklemi:

$$\nabla.\vec{V} = 0 \quad (1)$$

Momentum Denklemi:

$$\rho_{ITA}\frac{\partial\vec{V}}{\partial t} + \rho\vec{V}.\nabla\vec{V} = \mu_{ITA}\nabla^2\vec{V} - \nabla P \quad (2)$$

Enerji Denklemi:

$$\rho_{ITA}c_{ITA}\left(\frac{\partial T_{ITA}}{\partial t} + \vec{V}.\nabla\vec{V}\right) = k_{ITA}\left(\nabla^2\vec{V}\right) \quad (3)$$

Kompozit FDM için,

$$\rho_k\frac{\partial H}{\partial t} = k_k(\nabla^2 T_t) \quad (4)$$

Burada H, hem duyulur hem de gizli ısıyı içeren toplam entalpiyi ifade etmektedir:

$$H = h + \Delta H = h + \lambda L \quad (5)$$

$$h = h_{ref} + \int_{T_0}^{T_k} c_p dT \quad (6)$$

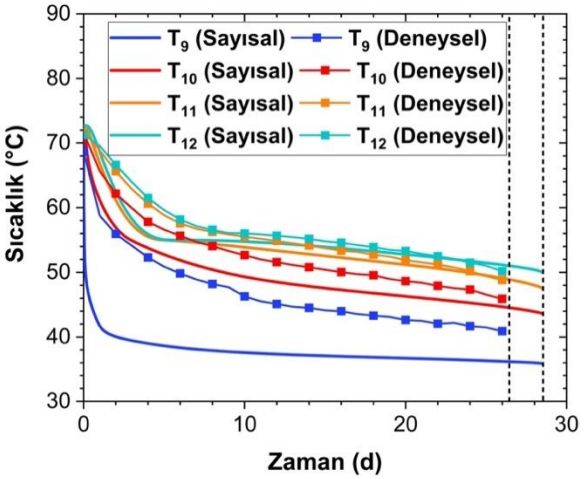
Burada L gizli ısıyı, λ ise sıvı oranını temsil etmektedir. Faz değişimi nedeniyle, sıvı oranı aşağıdaki ilişkiye göre 0 ile 1 arasında değişmektedir:

$$\lambda = \begin{cases} 0 & T < T_k \\ \frac{T-T_k}{T_e-T_k} & T_k < T < T_e \\ 1 & T > T_e \end{cases} \quad (7)$$

Sayısal çalışmalar için ilk olarak, Design Modeller yardımıyla 3B fiziksel model çizimi yapılmış; ardından Ansys-Meshing ile ağ yapısı oluşturulmuştur. Ağ yapısı için yapılandırılmış bir ağ yapısı tercih edilmiştir. Simülasyonlar, parafin emdirilmiş grafit matrisli kompozit yapının termofiziksel özellikleri dikkate alınarak gerçekleştirilmiştir. (Carson vd., 2005), grafit matrisli iskelet yapı kullanılarak gerçekleştirilen gizli ısı depolama çalışmalarında gözenekliliğe dayalı matematiksel modellerin prensipte başarılı sonuçlar veremeyebileceğini ortaya koymaktadır. Bu durum, grafit matrisin homojen modellenmesine izin vermiştir. Akışkan sıkıştırılamaz olduğundan basınca dayalı çözücü benimsenmiş ve zamana bağlı çözüm yapılmıştır. Faz değişim sürecinin modellenmesinde, Erime/Katılaşma modeli kullanılmıştır. Türbülans modeli olarak k-ε realizable modeli tercih edilmiştir. Hız ve basınç arasındaki ilişki için SIMPLEC algoritması, basınç ayrıklaştırma için PRESTO! kullanılmıştır. Momentum ve enerji denklemleri için Second Order Upwind şeması kullanılmıştır. Süreklilik, momentum ve enerji denklemleri için yakınsama kriterleri ise, sırasıyla, 10^{-4}, 10^{-5} ve 10^{-7} olarak belirlenmiştir.

Model Doğrulama ve Çözüm Bağımsızlığı

Şekil 2, 75kg/m^3 yığın yoğunluklu parafin/grafit matris kompozit depolama ortamındaki deneysel ve sayısal çalışmalara ait zamana bağlı yerel sıcaklık profillerini göstermektedir. Tablo 2'de, doğrulama çalışmasında kullanılan kompozit yapıya ait termofiziksel özellikler sunulmaktadır. Grafit matris, yüksek ısıl iletkenlikli termal köprüleri ve yüksek gözeneklilik oranları sayesinde parafini bünyesinde hapsederek, depolama ortamında doğal taşınım etkisini sınırlamakta ve baskın ısı transfer mekanizmasının iletim yoluyla gerçekleşmesine olanak tanımaktadır. Bu durum, TED ortamında daha homojen bir sıcaklık dağılımının elde edilmesini sağlamaktadır. Dolayısıyla, deneysel ve sayısal sonuçların karşılaştırılmasında, genel sıcaklık dağılımını temsil etmesi amacıyla orta bölgedeki yerel sıcaklık noktaları (T_9, T_{10}, T_{11}, T_{12}) referans alınmıştır. Şekil 2'de yer alan dikey kesikli çizgiler, deneysel (26.5 dk) ve sayısal (28.5 dk) sonuçlara ait toplam katılaşma sürelerini ifade etmektedir. Sonuçlar arasında sapmalar gözlense de, genel karakter olarak, yerel sıcaklık profillerinin birbirleriyle uyumlu olduğu görülmektedir. Bu durum, gerçekte depolama ortamına ait özgül ısı, gizli ısı gibi termofiziksel özelliklerin sayısal model kurulumunda sabit özellikler olarak tanımlanmasından kaynaklanmaktadır. Diğer taraftan, grafit matris kompozitin anizotropik özelliklerine karşın sayısal simülasyonlarda izotropik malzeme varsayımının benimsenmiş olması, gözlenen farklılıkların oluşmasındaki bir diğer etkendir. Ayrıca, termofiziksel özelliklerin ölçümü sırasında cihaz veya insan kaynaklı hataların olabileceği göz önünde bulundurulmalıdır.



Şekil 2. Deneysel ve sayısal çalışmalara ait zamana bağlı yerel sıcaklık profilleri

Tablo 1. Deneylerde kullanılan kompozit yapıya ait termofiziksel özellikler

Özellik	**75 kg/m³ yığın yoğunluklu kompozit yapı**
Yoğunluk (kg/m³)	773
Özgül ısı (J/kg·K)	1400
Isıl iletkenlik (W/m·K)	7
Dinamik viskozite (Pa·s)	-

Isıl genleşme katsayısı (K^{-1})	-
Faz değişim entalpisi (J/kg)	145000
Faz değişim/Katılaşma sıcaklık aralığı (°C)	55-50°C

Sayısal çözümlerin ağ yapısı ve zaman adımından etkilenmemesi için bağımsızlık çalışması yapılması gerekmektedir. Kullanılan ağ yapılarına karşılık gelen sıvı oranı değişimleri Tablo 3'de gösterilmektedir. 1580000 (kaba), 2016000 (orta) ve 2597800 (sık) olmak üzere üç farklı ağ yapısı benimsenmiştir. Bağımsızlık çalışmaları için, deneysel çalışmalarda kullanılan 75 kg/m3 yığın yoğunluklu depolama ortamı referans alınmıştır. Isı transfer akışkanı giriş hızı ve giriş sıcaklıkları, sırasıyla, 0,15 m/s ve 25°C olarak belirlenmiştir. Modele ait ağ yapısının oluşturulmasında, debi ve sıcaklık değerlerine karşılık gelen en küçük y+ değeri esas alınmıştır. Sıcaklık ve yoğunluk gradyenlerinin fazla olduğu ısı transfer borusu yakınlarında sık bir ağ yapısı benimsenmiştir. Öte yandan, zaman adımına ilişkin bağımsızlık çalışması için, sırasıyla, 0.5 s, 1 s ve 2 s'lik adımlar incelenmiştir. Elde edilen sonuçlar, 2016000 hücre sayısı ve 1 s zaman adımından sonra çözüm üzerinde anlamlı bir değişim gözlenmediğini ortaya koymuştur.

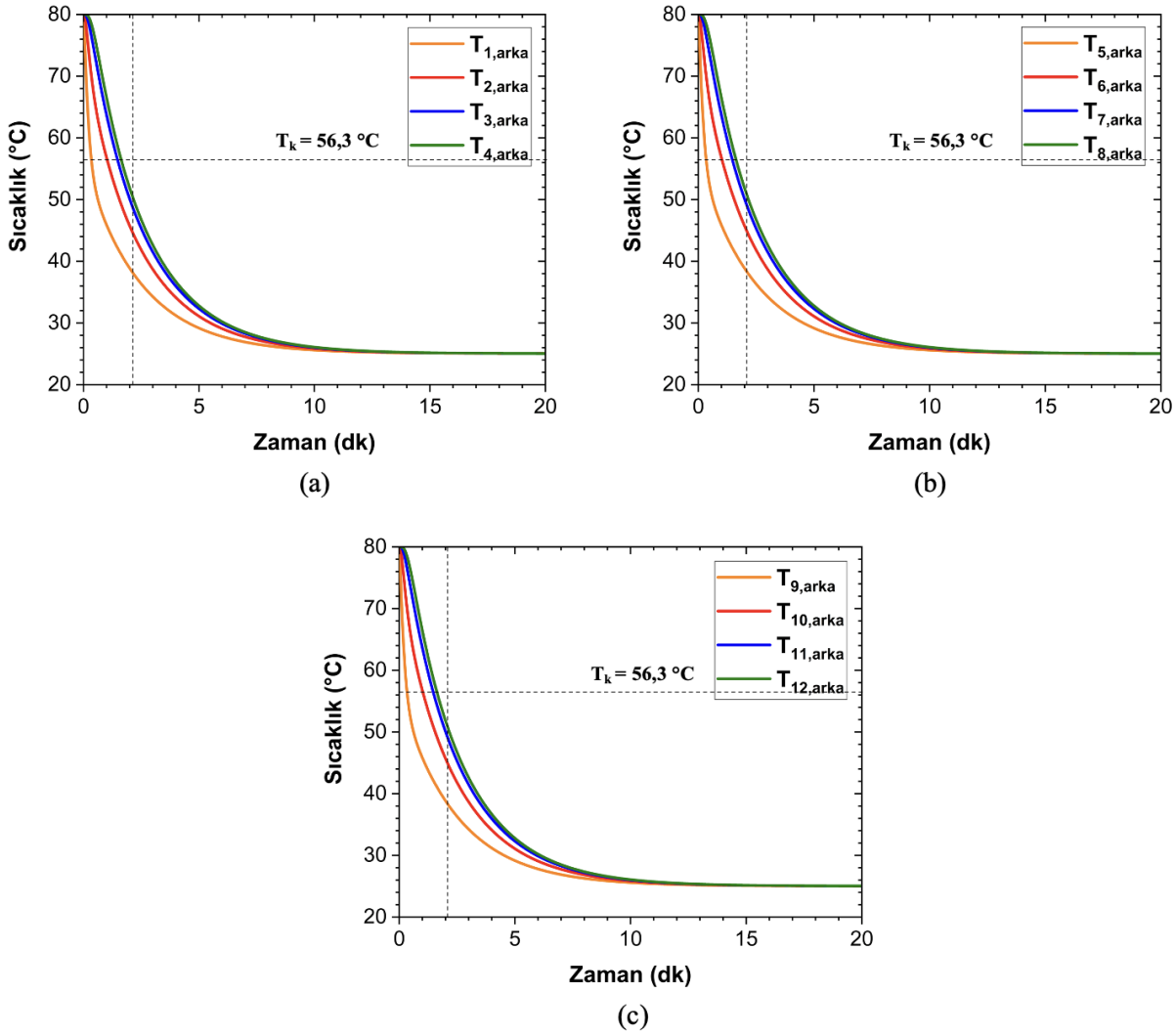
Tablo 3. Sıvı oranı esaslı ağdan bağımsızlık çalışması

	5 dk	**15 dk**	**25 dk**	**28,5 dk**
1580000	0,764	0,405	0,165	0
2016000	0,768	0,408	0,167	0
2597800	0,770	0,409	0,168	0

BULGULAR VE TARTIŞMA

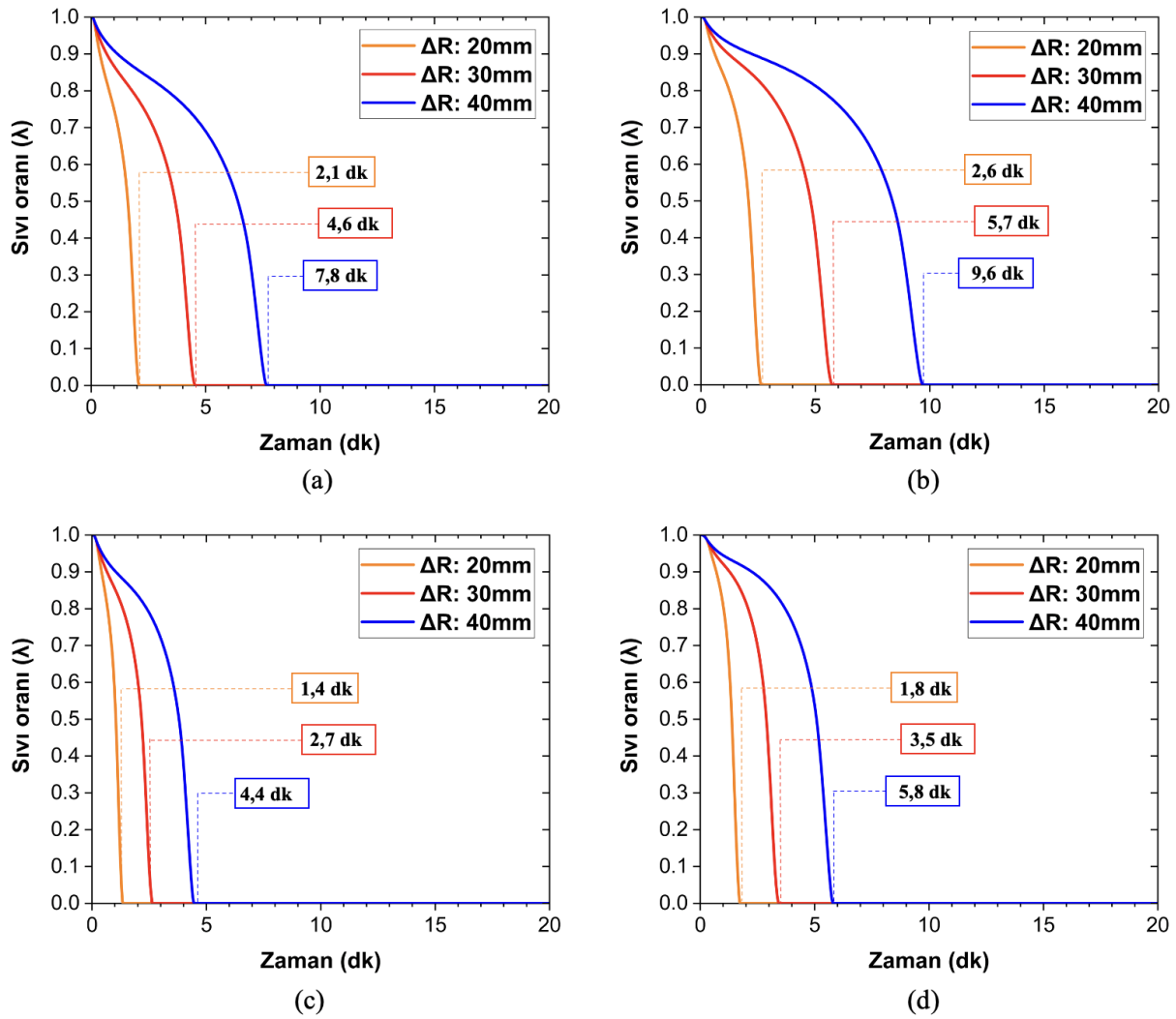
Sayısal Simülasyon Sonuçları

Şekil 3'de, ısı transfer akışkanının 25°C giriş sıcaklığına sahip olması durumunda, 50 kg/m^3 yığın yoğunluklu parafin/grafit matris kompozit yapıya ait zamana bağlı yerel sıcaklık profilleri sunulmaktadır. Şekilde, yatay kesikli çizgiler, parafin/grafit kompozitin katılaşma sıcaklığını; dikey kesikli çizgiler, tamamlanmış faz değişim sürecini (katılaşma süresi) göstermektedir. Termal enerji depolama ortamının başlangıç sıcaklığı 80°C olup, ısı geri kazanım süreci üç temel aşamada gerçekleşmektedir. Bu aşamalar: (i) duyulur ısı geri kazanım-depolama ortam sıcaklığının katılaşma/faz değişim sıcaklığına ulaştığı aralık ($t < 0$ dk – 2.2 dk), (ii) gizli ısı geri kazanım-faz değişiminin gerçekleştiği aralık (t = 2.2 dk), ve (iii) ikinci duyulur ısı geri kazanım-katılaşma sonrası sıcaklık düşüşünün devam ettiği aralık ($t >$ 2.2 dk) olarak sıralanabilmektedir. Şekil 3'de görüldüğü gibi, gizli ısı geri kazanım süreci anlık olarak gerçekleşmektedir. Depolama ortamında yüksek gözenekliliğe ve yüksek ısıl iletkenlik değerine sahip olan grafit matris kullanımı, yerel nokta sıcaklık profillerinin farklı noktalarda birbirine yakın seyretmesine neden olmaktadır. Örneğin, 3. dakikada, T_3, T_7 ve T_{11} noktalarındaki sıcaklıklar, sırasıyla, 43.5°C, 43.5°C ve 43.5°C olarak ölçülmüştür. Bu durum, mikron ölçekli gözenek yapısına sahip grafit malzemenin, doğal taşınımı engelleyerek, ısı transferinin yalnızca iletim yoluyla gerçekleşmesine olanak tanımasıyla açıklanabilmektedir. Sonuç olarak, kompozit yapı içinde homojen bir sıcaklık dağılımı ve üniform bir katılaşma davranışı elde edilmiştir. Diğer taraftan, ısı transfer akışkanına yakın olan yerel noktalardaki sıcaklık ölçümlerinin, diğer noktalara kıyasla, daha düşük olduğu gözlenmektedir. Örneğin, 5. dakikada T_1, T_2, T_3 ve T_4 noktalarında ölçülen sıcaklıklar, sırasıyla, 28°C, 32°C, 33°C ve 34°C şeklindedir. Yerel noktalar arası görülen sıcaklık farkları, halkasal aralıklı depolama ortamı içinde, ısının azalan sıcaklık gradyeni doğrultusunda ilerlemesiyle ortaya çıkan kademeli dağılımı yansıtmaktadır.



Şekil 1. 50 kg/m^3 yığın yoğunluklu parafin/grafit matris depolama ortamına ait zamana bağlı üst (a), yan (b) ve alt (c) yerel nokta sıcaklık profilleri (T_{ITA} : 25°C)

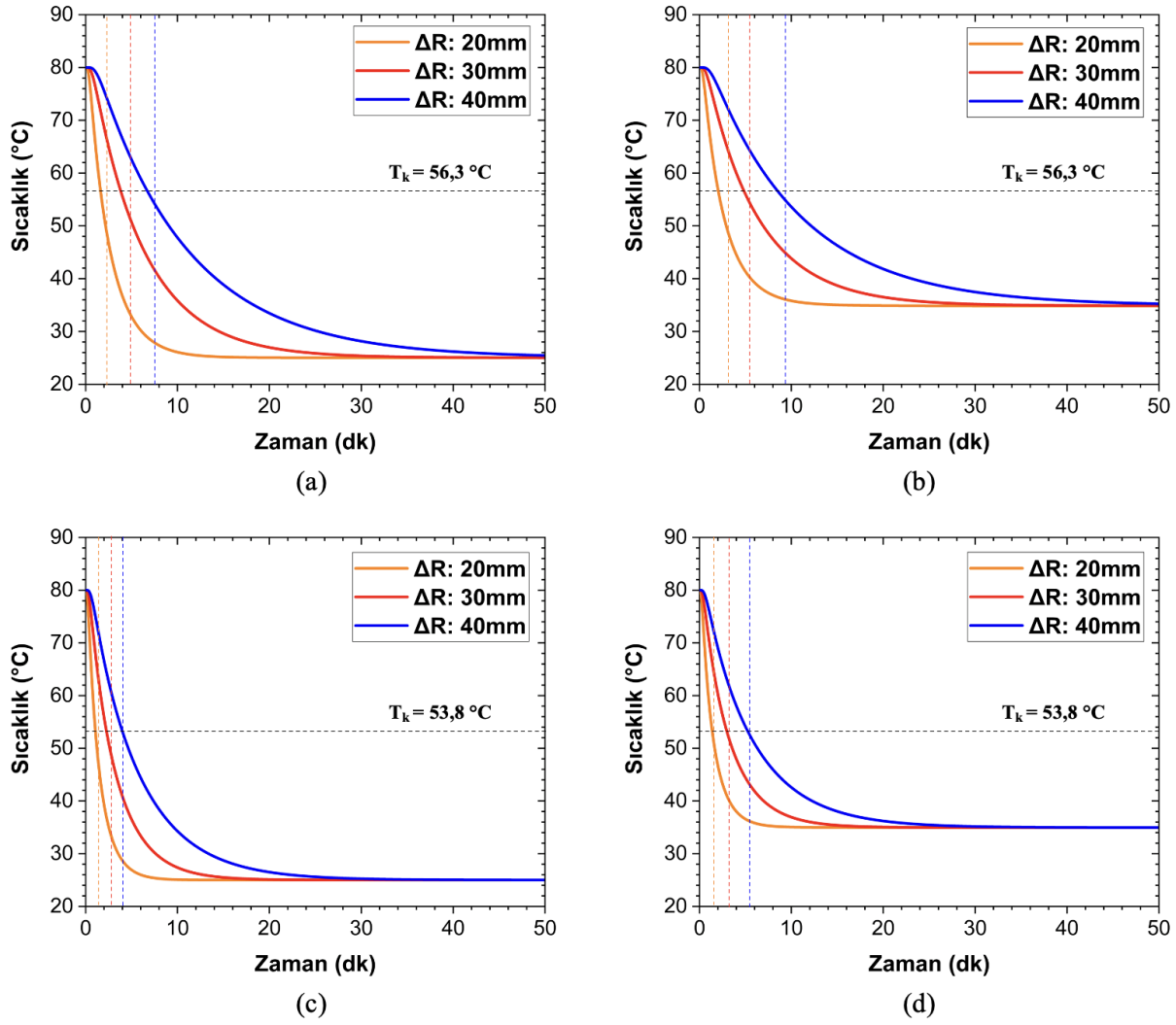
Şekil 4'de, farklı düzenlemeler ($\rho_{yığın}$: 50 kg/m^3-T_{ITA} : 25°C, $\rho_{yığın}$: 50 kg/m^3-T_{ITA} : 35°C, $\rho_{yığın}$: 143 kg/m^3-T_{ITA} : 25°C, $\rho_{yığın}$: 143 kg/m^3- T_{ITA} : 35°C) için farklı depolama aralıklarına sahip parafin/grafit matris kompozit yapılara ait zaman-sıvı oranı değişimleri gösterilmektedir. Sıvı oranı, erime/katılaşma problemlerinde sıvı hacmin toplam hacme oranını ifade eden, 0 ile 1 arasında değişim gösteren bir orandır. 0 sıvı oranı, faz değişim sürecinin henüz başlamadığını ve kompozit depolama ortamının tamamen katı halde olduğunu, 1 sıvı oranı ise faz değişiminin sonlandığını ve depolama ortamının tamamen eriyik halde olduğunu ifade etmektedir. Tüm düzenlemeler için, depolama aralığındaki azalış ile katılaşma sürelerinin azalma eğilimine girdiği görülmektedir. Örneğin, 50 kg/m^3 yığın yoğunluğu için 25°C ve 35°C ısı transfer akışkanı giriş sıcaklıklarında depolama aralığının 40mm'den 20mm'ye düşürülmesi katılaşma sürelerinde, sırasıyla, %74 ve %72 oranında azalmaya sebep olmuştur. Bu iyileşme, azalan depolama aralığı ile depolama ortam kütlesinin sabit tutulmasına bağlı olarak artan ısı transfer akışkanı temas yüzey alanından kaynaklanmaktadır. Diğer taraftan, artan akışkan giriş sıcaklığının, depolama ortamı ile azalan sıcaklık farkına sebep olarak geri kazanım sürelerini arttırdığı görülmektedir. Örneğin, 20mm, 30mm ve 40mm depolama aralıkları için, akışkan giriş sıcaklığındaki 10°C'luk artış, katılaşma sürelerinde, sırasıyla, %23,8, %23,9 ve %23,1 oranında artışa yol açmıştır ($\rho_{yığın}$: 50 kg/m^3). Benzer durum 143kg/m^3 yığın yoğunluğunda da gözlenmektedir: Artan giriş sıcaklığı, 20mm, 30mm ve 40mm depolama aralıkları için, sırasıyla, %28,6, %29,6 ve %31,8 oranında artışa sebep olmuştur. Diğer taraftan, kompozit yığın yoğunluğundaki artış ile artan grafit kütlesi, depolama ortamındaki termal köprülerin artmasına sebep olarak katı-sıvı faz geçişini hızlandırmıştır. Bu durum, katılaşma sürelerinde azalma ile sonuçlanmıştır. Örneğin, 35°C akışkan giriş sıcaklığında, yığın yoğunluğunun 50 kg/m^3'den 143kg/m^3'e arttırılması ile, 20mm, 30mm ve 40mm depolama aralıkları için geri kazanım süreleri, sırasıyla %30.8, %38.6 ve %39.6 oranında düşüş göstererek 2.6dk,5.7dk ve 9.6 dk'dan 1.8dk, 3.5dk ve 5.8 dk'ya gerilemiştir.



Şekil 2. Farklı depolama aralıklarına sahip parafin/grafit matris kompozit yapıya ait zaman-sıvı oranı değişimleri; $\rho_{yığın}$: 50 kg/m^3-T_{ITA} : 25°C (a), $\rho_{yığın}$: 50 kg/m^3-T_{ITA} : 35°C (b), $\rho_{yığın}$: 143 kg/m^3-T_{ITA} : 25°C (c), $\rho_{yığın}$: 143 kg/m^3- T_{ITA} : 35°C (d)

Şekil 5'de tüm düzenlemeler ($\rho_{yığın}$: 50 kg/m^3-T_{ITA} : 25°C, $\rho_{yığın}$: 50 kg/m^3-T_{ITA} : 35°C, $\rho_{yığın}$: 143 kg/m^3-T_{ITA} : 25°C, $\rho_{yığın}$: 143 kg/m^3- T_{ITA} : 35°C) için farklı depolama aralıklarına ait kritik nokta sıcaklık profilleri sunulmaktadır. Kritik nokta ifadesi, depolama ortamında katı-sıvı faz değişiminin en son tamamlandığı noktayı temsil etmektedir. Kritik yerel nokta seçiminde, her depolama aralığında karşılaştırmaya izin verecek şekilde orantılı yerel nokta konumlandırmalarının benimsendiği önemle vurgulanmalıdır. Şekilde yer alan yatay kesikli çizgiler kompozite ait katılaşma sıcaklığını gösterirken, dikey kesikli çizgiler toplam geri kazanım/katılaşma sürelerini ifade etmektedir. Genel karakter olarak, tüm düzenlemelerde artan depolama aralıkları ile faz değişim sıcaklığına ulaşmanın daha uzun sürdüğü gözlenmiştir.

Örneğin, 50 kg/m^3 yığın yoğunluğu ve 25°C ısı transfer akışkanı giriş sıcaklığında 20 mm, 30 mm ve 40 mm depolama aralıkları için kritik nokta sıcaklıklarına ulaşma süreleri, sırasıyla, 1.8dk, 3.9dk ve 7dk olarak kaydedilmiştir. Bu durumun temel nedeni, ısı transfer akışkanından uzaklaştıkça sıcaklık gradyenlerinin azalmasıdır. Kritik nokta sıcaklığına ulaşıldıktan kısa bir süre sonra geri kazanım işlemi sona ererek sıcaklıklar kararlı hale gelmiştir. Bunun yanında, ısı transfer akışkan giriş sıcaklıklarının artması ile artan katılaşma sürelerine bağlı olarak kritik nokta sıcaklık profillerinin benzer bir eğilim gösterdiği dikkat çekmektedir. Daha yüksek ısı transfer akışkanı giriş sıcaklıkları, kötüleşen ısı transferi sebebiyle katı-sıvı faz geçişini geciktirmektedir. Örneğin, 50 kg/m^3 yığın yoğunluklu depolama ortamı için ısı transfer akışkanı giriş sıcaklığının 25°C'dan 35°C'a arttırılması ile katılaşma sıcaklığına ulaşma süreleri 20 mm, 30 mm ve 40 mm depolama aralıkları için, sırasıyla, 0.4dk, 0.7dk, 2dk azaldığı belirlenmiştir. Son olarak, yığın yoğunluğundaki artış ile depolama ortamındaki iletken kılcal yolların sayıca artması sonucu faz geçişi hızlanarak kritik nokta sıcaklıklarına daha erken ulaşılmıştır. Örneğin, yığın yoğunluğunun 50 kg/m^3'den 143 kg/m^3'e arttırılması, kritik nokta sıcaklığına ulaşma sürelerini 20 mm, 30 mm ve 40 mm depolama aralıkları için, sırasıyla, %43.8, %43.5 ve %37.6 oranında kısaltmıştır (T_{ITA}: 35 °C).



Şekil 3. Farklı depolama aralıklarına sahip parafin/grafit matris kompozit yapıya ait kritik nokta sıcaklık profilleri; $\rho_{yığın}$: 50 kg/m^3-T_{ITA} : 25°C (a), $\rho_{yığın}$: 50 kg/m^3-T_{ITA} : 35°C (b), $\rho_{yığın}$: 143 kg/m^3-T_{ITA} : 25°C (c), $\rho_{yığın}$: 143 kg/m^3- T_{ITA} : 35°C (d)

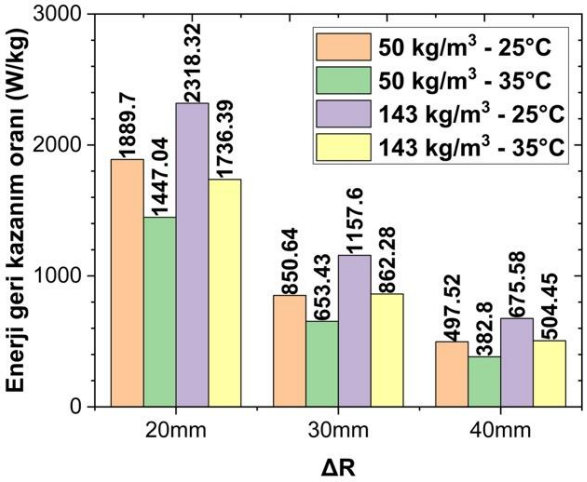
Bir termal enerji depolama sisteminde enerji geri kazanım oranı (S), aşağıdaki şekilde tanımlanmaktadır:

$$S = \frac{Q}{m \times t} \quad (8)$$

Burada Q, toplam geri kazanılan enerji miktarını (hem duyulur hem de gizli ısı), m depolama ortam kütlesini, t ise toplam katılaşma süresini ifade etmektedir. Şekil 6'da, 25 °C ve 35 °C ısı transfer akışkanı giriş sıcaklıkları durumunda, 50 kg/m³ ve 143 kg/m³ yığın yoğunluklu parafin/grafit matris kompozit depolama ortamlarının farklı halkasal aralıklardaki enerji geri kazanım oranları sunulmaktadır. Enerji geri kazanım oranı, birim kütlede birim zamanda geri kazanılan ısı miktarı olarak tanımlanmaktadır.

Genel karakter olarak, tüm düzenlemelerde artan halkasal aralık ile enerji geri kazanım oranlarının azalma eğilimine girdiği görülmektedir. Örneğin, 50 kg/m^3 yığın yoğunluklu kompozit depolama ortamında, halkasal aralığın 20 mm'den 40 mm'ye artması ile enerji geri kazanım oranları, sırasıyla, %55, %73.6 (T_{ITA} = 25°C) ve %54.8, %73.5 (T_{ITA} = 35°C) oranında düşüş göstermiştir. Benzer durum, 143 kg/m^3 yığın yoğunluklu parafin/grafit kompozit için de gözlenmektedir. Bu durumun temel nedeni, artan halkasal aralığın ısı transfer akışkanı ile temas eden yüzey alanını azaltarak katılaşma sürelerini uzatması ve dolayısıyla enerji geri kazanım oranını düşürmesidir. Diğer taraftan, ısı transfer akışkanı giriş sıcaklığı, enerji geri kazanım oranını etkileyen bir diğer parametredir. Yüksek giriş sıcaklıkları, depolama ortamı ile ısı transfer akışkanı arasındaki sıcaklık gradyenlerini düşürerek depolama oranlarının azalmasına sebep olmaktadır. Örneğin, giriş sıcaklığının 35 °C'ye çıkarılması durumunda, enerji geri kazanım oranındaki azalma, 50 kg/m^3 yığın yoğunluğu için 20 mm, 30 mm ve 40 mm aralıklarında, sırasıyla, %23.4, %23.2 ve %23.1 iken; 143 kg/m^3 yığın yoğunluğunda, sırasıyla %25.1, %25.5 ve %25.3 olarak belirlenmiştir. Son olarak, grafit matris yığın yoğunluğunun enerji geri kazanım oranı üzerinde belirgin bir etkisinin olduğu görülmektedir. Yüksek yığın yoğunluklu kompozit depolama ortamındaki artan termal yayılım etkisi, enerji geri kazanım sürecini hızlandırarak katılaşma sürelerini azatmakta, buna bağlı olarak enerji kazanım

oranları artış göstermektedir. Örneğin, 50 kg/m^3 yığın yoğunluğu için 20 mm, 30 mm ve 40 mm depolama aralıklarında enerji depolama oranları, sırasıyla, 1447.04 W/kg, 653.43 W/kg ve 382.8 W/kg iken, 143 kg/m^3 yığın yoğunluklu kompozit için bu değerler 1736.39 W/kg, 862.28 W/kg, 504.45 W/kg olarak belirlenmiştir (T_{ITA}: 35 °C). Elde edilen sonuçlar, termal enerji geri kazanım uygulamalarında hem zaman hem de birim kütle açısından grafit matris yapının potansiyel avantajlarını açıkça ortaya koymaktadır.



Şekil 4. Farklı halkasal aralıklar için farklı yığın yoğunlukları ve farklı akışkan giriş sıcaklıklarında enerji geri kazanım oranları

SONUÇLAR

Bu çalışmada, farklı halkasal aralıklara (20mm, 30mm, 40mm) sahip farklı yığın yoğunluklu (50kg/m^3, 143kg/m^3) parafin/grafit matris termal enerji depolama ortamları sayısal olarak incelenmiştir. Sayısal çalışmalar, iki farklı akışkan giriş sıcaklığı (25°C ve 35°C) altında değerlendirilmiştir. Çalışma sonucunda elde edilen başlıca bulgular aşağıda özetlenmiştir:

• Gözenekli grafit matris yapı içerisinde ısı transferi saf iletim yoluyla gerçekleşerek parafin/grafit matris homojen bir katılaşma davranışı ve üniform bir sıcaklık dağılımı sergilemiştir.

• Depolama aralığının katılaşma süreleri üzerinde önemli bir etkisinin olduğu ortaya konmuştur. Örneğin, depolama aralığının 40 mm'den 20 mm'ye düşürülmesi durumunda katılaşma süresinde yaklaşık %73.1 oranında bir iyileşme sağlanmıştır ($\rho_{yığın}$: 50 kg/m³, T_{ITA}: 25 °C).

• Artan akışkan giriş sıcaklıkları, ısı transfer oranlarının azalmasına sebep olarak faz geçişini yavaşlatmıştır.

• Yüksek yığın yoğunluklu depolama ortamlarındaki artan kılcallık etkisi, ısı transfer direncini azaltarak daha kısa katılaşma süreleri elde edilmesini sağlamıştır.

• Depolama aralığının artması, sıcaklık gradyenlerinin azalmasına sebep olarak kritik noktanın faz geçiş sıcaklığına daha geç ulaşmasına neden olmuştur.

• En yüksek enerji geri kazanım oranlarının, düşük halkasal aralıklarda, yüksek yığın yoğunluklarında ve düşük akışkan giriş sıcaklıklarında elde edildiği görülmüştür.

KAYNAKÇA

A. K. Rai, M. M. (2012). *A practical approach to design and optimization of single phase liquid to liquid shell and tube heat exchanger*. *1985*, 429–437.

Badenhorst, H. (2019). A review of the application of carbon materials in solar thermal energy storage. *Solar Energy*, *192*, 35–68. https://doi.org/10.1016/J.SOLENER.2018.01.062

Brent, A. D., Voller, V. R., & Reid, K. J. (1988). ENTHALPY-POROSITY TECHNIQUE FOR MODELING CONVECTION-DIFFUSION PHASE CHANGE: APPLICATION TO THE MELTING OF A PURE METAL. *Http://Dx.Doi.Org/10.1080/10407788808913615*. https://doi.org/10.1080/10407788808913615

Carson, J. K., Lovatt, S. J., Tanner, D. J., & Cleland, A. C. (2005). Thermal conductivity bounds for isotropic, porous materials. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *48*(11), 2150–2158. https://doi.org/10.1016/J.IJHEATMASSTRANSFER.2004.12.032

Choure, B. K., Alam, T., & Kumar, R. (2023). A review on heat transfer enhancement techniques for PCM based thermal energy storage system. *Journal of Energy Storage*, *72*(PA), 108161. https://doi.org/10.1016/j.est.2023.108161

Fang, Y., Xu, H., Miao, Y., Bai, Z., Niu, J., & Deng, S. (2020). Experimental study of storage capacity and discharging rate of latent heat thermal energy storage units. *Applied Energy*, *275*(May 2019), 115325. https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2020.115325

Goel, V., Dwivedi, A., Kumar, R., Kumar, R., Pandey, A. K., Chopra, K., & Tyagi, V. V. (2023). PCM-assisted energy storage systems for solar-thermal applications: Review of the associated problems and their mitigation strategies. *Journal of Energy Storage*, *69*(June), 107912. https://doi.org/10.1016/j.est.2023.107912

Kenisarin, M., Mahkamov, K., Kahwash, F., & Makhkamova, I. (2019). *Enhancing thermal conductivity of paraffin wax 53-57 °C using expanded graphite*. https://doi.org/10.1016/j.solmat.2019.110026

Lin, W., Huang, R., Fang, X., & Zhang, Z. (2019). Improvement of thermal performance of novel heat exchanger with latent heat storage. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *140*, 877–885. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2019.06.040

Ling, Z., Wang, F., Fang, X., Gao, X., & Zhang, Z. (2015). A hybrid thermal management system for lithium ion batteries combining phase change materials with forced-air cooling. *Applied*

Energy, *148*, 403–409. https://doi.org/10.1016/J.APENERGY.2015.03.080

Mallow, A., Abdelaziz, O., & Graham, S. (2016). Thermal charging study of compressed expanded natural graphite/phase change material composites. *Carbon*, *109*, 495–504. https://doi.org/10.1016/J.CARBON.2016.08.030

Mitali, J., Dhinakaran, S., & Mohamad, A. A. (2022). Energy storage systems: a review. *Energy Storage and Saving*, *1*(3), 166–216. https://doi.org/10.1016/j.enss.2022.07.002

Mitincik, S., & Yazici, M. Y. (2024). Numerical modelling and experimental validation on the discharging performance of paraffin/graphite matrix composite with various configurations of bulk density and wall temperature. *Journal of Energy Storage*, *89*(April), 111704. https://doi.org/10.1016/j.est.2024.111704

Opolot, M., Zhao, C., Liu, M., Mancin, S., Bruno, F., & Hooman, K. (2020). Influence of cascaded graphite foams on thermal performance of high temperature phase change material storage systems. *Applied Thermal Engineering*, *180*, 115618. https://doi.org/10.1016/J.APPLTHERMALENG.2020.115618

Song, Y., Zhang, N., Jing, Y., Cao, X., Yuan, Y., & Haghighat, F. (2019). Experimental and numerical investigation on dodecane/expanded graphite shape-stabilized phase change material for cold energy storage. *Energy*, *189*. https://doi.org/10.1016/J.ENERGY.2019.116175

Voller, V. R., & Prakash, C. (1987). A fixed grid numerical modelling methodology for convection-diffusion mushy region phase-change problems. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *30*(8), 1709–1719. https://doi.org/10.1016/0017-9310(87)90317-6

Zhao, C., Opolot, M., Liu, M., Bruno, F., Mancin, S., & Hooman, K. (2021). Phase change behaviour study of PCM tanks partially filled with graphite foam. *Applied Thermal Engineering*, *196*, 117313. https://doi.org/10.1016/J.APPLTHERMALENG.2021.117313

SOĞUTUCU AKIŞ HIZININ HIBRIT (HAVA VE SIVI) SOĞUTMA ÜZERINDE ETKISI: MODÜL-SEVIYESI BATARYA TERMAL YÖNETIMI

Umut Ege Samancıoğlu*, Erdal Cetkin*
*İzmir Yüksek Teknoloji Enstitüsü, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü,
35433 Gülbahçe, İzmir, umutsamancioglu@iyte.edu.tr, erdalcetkin@iyte.edu.tr

Özet: Bu çalışmada, elektrikli araç (EV) uygulaması için hibrit (kapalı devre hava ve sıvı soğutmalı) bir batarya termal yönetim sistemi incelenmiştir. Batarya termal yönetim sisteminin performansını ortaya koymak amacıyla, deneysel çalışmalar için temsilci bir batarya modülü tasarlanmış ve üretilmiştir. Miniatür modül gövdesi 3B yazıcı ile üretilmiş olup, modül içerisinde hava bir fan yardımıyla, su ise alüminyum paralel kanallı bir ısı değiştirici aracılığıyla dolaşmaktadır. Temsilci modül, iki adet 73 Ah kapasiteli NMC pouch tipi hücreyi barındırmakta olup, bu hücrelerin arasına pasif termal yönetim amacıyla bir faz değişim malzemesi (PCM) yerleştirilmiştir. Deneylerde bir adet dummy (sahte) hücre ve bir adet canlı 73 Ah'lik pouch hücre kullanılmıştır. 1C deşarj oranında canlı hücrenin sıcaklığı altı farklı noktadan ölçülmüş, ayrıca şartlandırılmış ve şartlandırılmamış hava sıcaklıkları da takip edilmiştir. Hava ve su akış hızları birbirinden bağımsız olarak değiştirilmiş ve her bir parametrenin batarya sıcaklığı üzerindeki etkisi ayrı ayrı değerlendirilmiştir. Sonuçlar, fan hızının hücre maksimum sıcaklığı üzerinde su akış hızına kıyasla daha baskın bir etkiye sahip olduğunu göstermektedir. Fan hızı %100'den %10'a düşürüldüğünde hücre sıcaklığında 4.4°C'lik bir artış gözlemlenirken, su akış hızı %10'a düşürüldüğünde ise 1.9°C'lik bir sıcaklık artışı gözlemlenmiştir. Bu sonuçlar, hibrit termal yönetim sistemlerinde her bir bileşenin termal performansa etkisini ortaya koymak açısından değerlidir ve hibrit sistemler için kontrol algoritmalarının geliştirilmesine katkı sağlamaktadır.
.
Anahtar Kelimler: Batarya Termal Yönetim Sistemi (BTYS), Hibrit Soğutma, Akış Hızı Etkisi

EFFECT OF COOLANT FLOW RATES FOR HYBRID (AIR AND LIQUID) COOLING: MODULE-LEVEL BATTERY THERMAL MANAGEMENT

Abstract: In this study, we investigate a hybrid (closed circuit air and liquid cooling) battery thermal management system for an EV application. To uncover the performance of the battery thermal management system a representative battery module was designed and manufactured for experimentation. The miniature module shell was manufactured by 3D printing in which air circulates via the inserted fan and water circulates in an aluminum parallel channel heat exchanger. The representative module stores two 73Ah NMC pouch cells, with a phase change material (PCM) pouch placed between them for passive thermal management. In the experiments, one dummy cell and one live cell (73 Ah pouch cell) were used. The temperature of the cell is documented from six distinct locations, and both the conditioned and unconditioned air temperatures were monitored for 1C discharge rate of a 73 Ah NMC pouch cell. Air and water flow rates were varied independently to uncover their effects on the battery temperature solely. The results show that fan speed is more dominant on the maximum cell temperature than the water flow rate. When the fan speed decreased to 10%, a 4.4°C increase was observed compared to 100% operation where a 1.9°C increase is observed when the water flow rate reduced to 10%. The results are valuable for uncovering the effect of thermal performance of each contributor in hybrid thermal management and useful for developing control algorithm for hybrid systems.
Keywords: Battery Thermal Management System (BTMS), Hybrid Cooling, Flow Rate Effect

Introduction

In recent years the increasing air pollution and global air temperature average caused by greenhouse gases lead to a growing concern about climate change (Lindsey and Dahlman, 2024; (Y. Wang et al., 2023). CO_2 and NO_x emissions from a fossil fuel using internal combustion vehicle contribute to the greenhouse effect (Jouhara & Olabi, 2018). To prevent further pollution caused by transportation, new energy vehicles (especially electric vehicles, EVs) gained substantial interest (CHANG et al., 2025; Zeng et al., 2023). EVs most commonly utilize Lithium-ion (Li-ion) batteries for their long life, high energy and power density, lack of memory effect and stability (Ding et al., 2019; Tomaszewska et al., 2019a). Temperature and its uniformity are crucial for life and

performance of a Li-ion battery (Lyu et al., 2023; Mei et al., 2023). When current flows through a Li-ion battery, ohmic heating and electrochemical reaction occurs. These result in considerable heat generation that has to be controlled to prevent safety hazards, such as thermal runaway (Li et al., 2023; Ouyang et al., 2022). The ideal range of operation of a Li-ion battery is given as 20 – 40°C, where the maximum allowable temperature difference across the battery pack is given as 5°C for the safety and longevity (Tomaszewska et al., 2019b). The high heat generation rate of Li-ion batteries under load, and strong dependence of their health and safety creates the need for battery thermal management systems (BTMSs) for every application Li-ion batteries are in use.

BTMSs are responsible for keeping the Li-ion batteries at their ideal operation temperature and keeping the temperature of the batteries inside the system as uniform as possible (Hao et al., 2018). BTMSs are also responsible for preparing the batteries, preheating in extreme cold environments, hazardous gas exhaust that may be emitted from the batteries and preventing the cells from sudden ambient temperature changes by insulation (Pesaran, 2001).BTMSs are categorized by their coolants or their dependency on external power supply. By their power requirement BTMSs can be grouped as active and passive BTMS, where active systems require an external power supply. Active systems usually rely on forced convection where the coolant of the BTMS is pumped to increase the heat transfer coefficient and remove excess heat from the batteries. Passive systems utilize phase change and natural convection by special systems, such as phase change materials, heat pipes, etc. In general, active BTMSs allow strict control over the battery pack, however passive BTMSs offer simpler structure and independence from an external power source (Alaoui, 2018; Isfahani et al., 2023).

BTMSs are categorized by their coolants as, air cooling, liquid cooling and phase change cooling (Choi et al., 2023). Air cooling is advantageous for its lightweight, cost, being non-conductive and simplicity properties, however its low thermal conductivity limits its performance (Chen et al., 2016; Yang et al., 2015). High thermal conductivity coefficients are benefitted in liquid cooling. It is divided into two categories, immersion cooling and indirect cooling. In immersion cooling, the coolant directly touches the batteries and carries the excess heat by simply flowing across the batteries. Even though immersion cooling method is very effective in removing excess heat its disadvantages like, low energy density, high cost of dielectric coolants high pumping cost and safety concerns limits its use in BTMSs (Chen et al., 2016a; N. Yang et al., 2015a). Indirect cooling method utilizes special channels located in cooling plates where the liquid coolant flows. Specially designed channels increase the temperature uniformity and separating coolants and batteries allows the use of low-cost conductive coolants. However, concerns about safety, leakage and high pumping cost persists (Lu et al., 2022; Xiao et al., 2025). With phase change materials (PCM) BTMS the latent heat capacity of melting/solidifying process is utilized. PCMs are materials that can melt/solidify in the desired temperature and have substantial latent heat capacity for store and expel heat. Since phase change is an isothermal process, PCM BTMSs are very effective in satisfying temperature uniformity across the battery pack. However, their finite heat storage capacities and low thermal conductivity are limiting factors for their use. Frequently PCMs are added with high thermal conductivity materials to increase their heat dissipation rates (Hekmat & Molaeimanesh, 2020; Patel & Rathod, 2023; Weng et al., 2020).

Even though low thermal conductivity of air limits its performance as a coolant for BTMSs, because of its simplicity, cost and safety it is still widely used and a relevant research subject (Wankhede et al., 2025). Yang et al. (N. Yang et al., 2015b) studied the effect of battery spacing on the temperature increment and heat dispersion efficiency for constant air flow rate. Xu and He (Xu & He, 2013) uncovered the link between air flow duct shape and battery module temperature. Their results indicated that reducing channel shape decreases the temperatures of the module. Zhang et al. investigated the effect of added spoilers to the side of the air intake. They created a correlation for the number and positioning of the spoilers and achieved an optimal reduction of 1.8 K.

Owing to high thermal coefficients related to liquid cooling, it is used widely in the BTMSs (Ouyang et al., 2025). Malik et al. (Malik et al., 2018) investigated the optimal temperature for the liquid coolant, their results showed 30°C initial temperature performs the best. Chen et al. (Chen et al., 2016b) compared the direct and indirect cooling methods; they uncovered direct cooling had the better temperature uniformity but with the added risk of leakage. Wang et al. (C. Wang et al., 2017) studied the cooling plates with varying channel numbers, results revealed lower temperatures can be achieved with increasing channel numbers and uncovered an optimum mass flow rate for maintaining ideal temperature range.

Interest in passive cooling methods like PCM has grown in recent years due to its advantages like, not requiring an external power supply, offering good temperature uniformity and minimal noise and pollution (Chen et al., 2016b; Malik et al., 2018). Heyhat et al. (Heyhat et al., 2020) performed a comparison between nanoporous PCM, finned PCM and porous metal PCM. The metal porous PCM performed the best among the alternatives. Wang et al. (H. Wang et al., 2024) demonstrated that PCM can still satisfy the BTMS need with ambient temperature beyond 40°C. Javani et al. (Javani et al., 2014) studied the temperature variation of a cell with PCM shell thickness varying between 3 – 12 mm. Results indicate that with increasing shell thickness temperature variation decreases and even with 3 mm shell a 10% more uniform temperature can be achieved.

Hybrid BTMS systems aim to combine the uniform temperature distribution benefits of PCM cooling and

combine it with active BTMS systems to overcome its low heat dissipation rate and finite heat storage capacity disadvantages. Because of their potential they are widely studied in the recent years (Ouyang et al., 2025). Qin et al. (Qin et al., 2019) studied a hybrid BTMS that combines air cooling and PCM. The results of their charge – discharge tests revealed that hybrid system performance surpasses both only air cooling active BTMS and PCM cooling BTMS. Yang et al. (W. Yang et al., 2021) combined cellular liquid cooling and PCM cooling. After the optimization process they achieved battery temperature as low as 39°C and 3.5°C temperature variation. Hu et al. (Hu et al., 2022) experimented with delaying the liquid cooling in a liquid cooling and PCM hybrid BTMS. In their work the liquid cooling employed once the PCM reaches its phase change temperature. The results indicated that with this method both temperature uniformity and substantial energy efficiency can be achieved.

The literature survey indicates the raising importance of BTMSs with incrementing use of EVs. Appealing benefits of hybrid BTMSs compared to pure active and passive BTMSs attracting focus of both researchers and industry. In this study we designed a hybrid BTMS module that incorporates air cooling with liquid and PCM pouch for passive thermal management. Our experimental work aims to uncover the effects of air and liquid coolant flow rates on battery temperatures.

Method

In this experimental study a representative part of an hybrid BTMS is used to investigate the temperatures of battery under controlled conditions. The hybrid BTMS is composed of a fan to circulate air in the closed BTMS, parallel aluminum cooling channels that water is circulated to condition the air in the BTMS, a fan to circulate the air, two NMC 73 Ah pouch cells (one is dummy) and a PCM pouch. Air is directed to the bottom of the module with the fan where the parallel channel cooling meander is located. After the air is conditioned with the heat exchanger it moves upward towards the batteries to remove excess heat. Finally, after conditioning the batteries the air moves to the fan to complete the circulation. The schematic of the fluid flow in the system along with temperature measurement points on the cell is given in Figure 1.

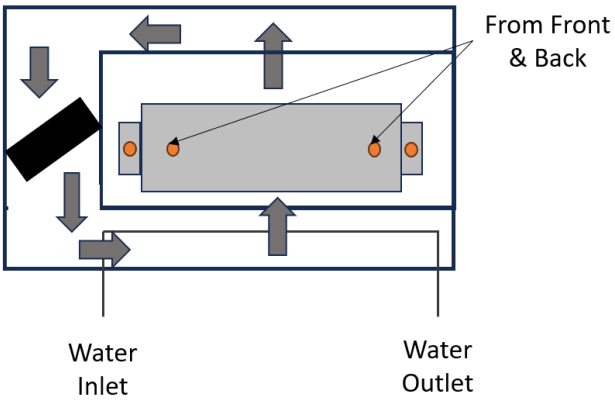


Figure 1. Schematic of the module fluid flow.

The representative module is designed for two 73 Ah NMC pouch cells, however due to not being able to perform welding operation on the live cells one dummy cell as space holder and one live cell is used. In between the two cells a PCM pouch is placed for passive thermal management. The module holds together with covers that have square openings for allowing air flow. The top view photograph of the module is given in Figure 2.

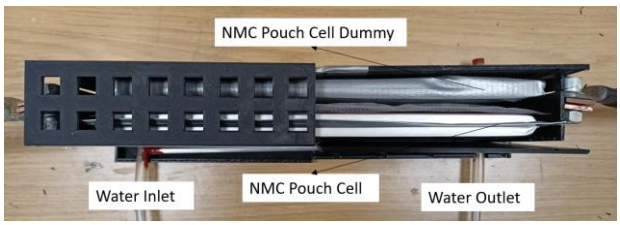


Figure 2. Top view of module.

The cooling meander is composed of three 8 mm diameter aluminum pipes connected to two 10 mm diameter plastic pipes for water inlet and outlet. The cooling meander is located at the bottom of the BTMS and placed as in Figure 3.


Figure 3. Cooling meander.

In the experiments the 73 Ah NMC pouch cell is discharged with 1C (73 Ah) rate constant current using BK Precision 8614 programmable electronic load. Temperature measurements are made from white points in Figure 4 using HIOKI-LR8431-20 data logger. The plastic parts of the module and pack components were 3-D printed and glued / taped together to build the BTMS. Water is circulated in the cooling meander at 25°C using a water circulator. Air circulation is achieved by Akasa AK-FN120-BKT03 fan. Water and fan speed altered independently in the study to uncover the relation between their changes and battery temperature.

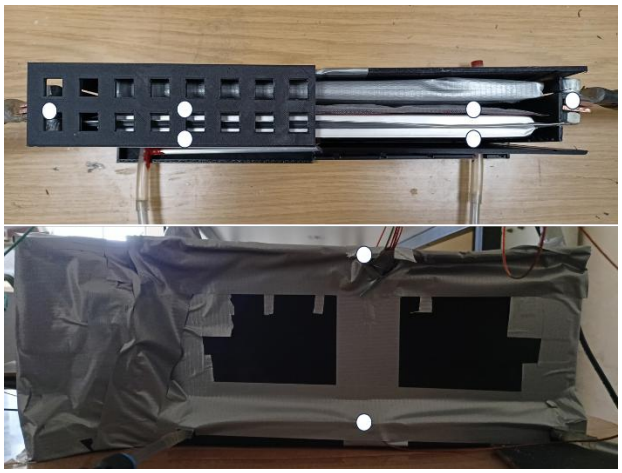


Figure 4. Temperature measurement points.

Results and Discussion

The study aims to uncover the relation between the battery temperatures and two distinct coolant flow rates. For this purpose, initially control tests were performed. To compare the cases with each other the highest measured temperature on the cell (not the tabs) were recorded. Highest temperatures for the control cases are 42.9°C and 50°C for 100% and 0% fan and water flow conditions, respectively. Then the fan and water flow rate adjusted such that one of them is limited to 10% while the other is at full capacity. The highest temperatures related to the cases are presented in

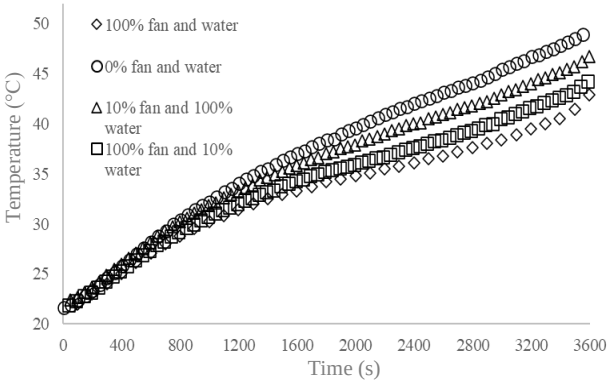


Figure 5. Highest temperatures of the NMC pouch cell with varying flow rates.

The highest temperatures measured are elevated with the limited flow rates as expected. The increment in the highest measured temperatures compared to 100% fan and water case are 4.4°C and 1.9°C for cases where fan speed is limited to 10% and water flow rate is limited to 10%, respectively. When the 100% control case and 0% control case maximum temperature difference of 7.1°C considered, the relative importance of these two investigated case results are apparent. The distinct difference between the two limited cases put forth the importance of air flow over the water flow rate. This originates from the direct heat transfer between the battery and air flow. When air speed lowered the heat transfer coefficient on the battery surface and on the cooling meander decreased proportionally this means the conditioned air temperature increased along with decreased convective heat transfer rate on the battery surface. However, when the water flow rate was limited, only the cooling meander surface temperature and the conditioned air temperature increased. Where convective heat transfer rate on the battery surface stayed as in the maximum possible case which causes slight increment in battery temperature. This result is valuable as it shows that any adjustment made on the fan speed effects multiple parts of the system, where adjustments on the water flow rate are limited with the vicinity of the cooling meander.

Conclusion

This experimental study investigates the importance of relation between the two coolants in a hybrid BTMS. The coolant flow rates adjusted independently for this purpose and the highest temperatures of the battery is recorded for each case. Results showed an increment of highest measured temperatures by 4.4°C and 1.9°C compared to 100% base case for 10% fan speed and 10% water flow rate situations. The distinct difference between the two cases unveiled the importance of fan speed in dual coolant BTMS. The result is explained by the direct relation between the fan speed and convective heat transfer rate all around the BTMS.

The result of this experiment is valuable when control mechanisms and algorithms for a dual coolant BTMS is considered. This study put forth the relative attention that should be given to the coolant flow measurements and controls. It is obvious when a similar BTMS is designed the air side measurement devices and control algorithms should be more precise than their counterparts.

Symbols

Ah	Ampere hour
C	Current ratio of total capacity and drawn current
°C	Celsius degree

Acknowledgments

This work is fulfilled within the framework of the HELIOS Project (https://www.helios-h2020project.eu/project) which received funding from the European Union's Horizon 2020 research and innovation programme under grant agreement No 963646.

References

Alaoui, C. (2018). Passive/Active BTMS For EV Lithium-Ion Batteries. *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, *67*(5), 3709–3719. https://doi.org/10.1109/TVT.2018.2791359

CHANG, H., LIU, G., & GUO, L. (2025). Embedded internal temperature measurement of single Lithium-ion power batteries in battery packs under different operating conditions based on flexible sensing technology. *Journal of Energy Storage*,

125, 116903. https://doi.org/10.1016/j.est.2025.116903

Chen, D., Jiang, J., Kim, G.-H., Yang, C., & Pesaran, A. (2016a). Comparison of different cooling methods for lithium ion battery cells. *Applied Thermal Engineering*, *94*, 846–854. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2015.10.015

Chen, D., Jiang, J., Kim, G.-H., Yang, C., & Pesaran, A. (2016b). Comparison of different cooling methods for lithium ion battery cells. *Applied Thermal Engineering*, *94*, 846–854. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2015.10.015

Choi, H., Han, U., & Lee, H. (2023). Effects of diverging channel design cooling plate with oblique fins for battery thermal management. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *200*, 123485. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2022.123485

Ding, Y., Cano, Z. P., Yu, A., Lu, J., & Chen, Z. (2019). Automotive Li-Ion Batteries: Current Status and Future Perspectives. *Electrochemical Energy Reviews*, *2*(1), 1–28. https://doi.org/10.1007/s41918-018-0022-z

Hao, M., Li, J., Park, S., Moura, S., & Dames, C. (2018). Efficient thermal management of Li-ion batteries with a passive interfacial thermal regulator based on a shape memory alloy. *Nature Energy*, *3*(10), 899–906. https://doi.org/10.1038/s41560-018-0243-8

Hekmat, S., & Molaeimanesh, G. R. (2020). Hybrid thermal management of a Li-ion battery module with phase change material and cooling water pipes: An experimental investigation. *Applied Thermal Engineering*, *166*, 114759. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2019.114759

Heyhat, M. M., Mousavi, S., & Siavashi, M. (2020). Battery thermal management with thermal energy storage composites of PCM, metal foam, fin and nanoparticle. *Journal of Energy Storage*, *28*, 101235. https://doi.org/10.1016/j.est.2020.101235

Hu, S., Wang, S., Ma, C., Li, S., Liu, X., & Zhang, Y. (2022). A hybrid cooling method with low energy consumption for lithium-ion battery under extreme conditions. *Energy Conversion and Management*, *266*, 115831. https://doi.org/10.1016/j.enconman.2022.115831

Isfahani, M. S., Gharehghani, A., Saeedipour, S., & Rabiei, M. (2023). PCM/metal foam and microchannels hybrid thermal management system for cooling of Li-ion battery. *Journal of Energy Storage*, *72*, 108789. https://doi.org/10.1016/j.est.2023.108789

Javani, N., Dincer, I., Naterer, G. F., & Yilbas, B. S. (2014). Heat transfer and thermal management with PCMs in a Li-ion battery cell for electric vehicles. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *72*, 690–703. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2013.12.076

Jouhara, H., & Olabi, A. G. (2018). Editorial: Industrial waste heat recovery. *Energy*, *160*, 1–2. https://doi.org/10.1016/j.energy.2018.07.013

Li, L., Ling, L., Xie, Y., Zhou, W., Wang, T., Zhang, L., Bei, S., Zheng, K., & Xu, Q. (2023). Comparative study of thermal management systems with different cooling structures for cylindrical battery modules: Side-cooling vs. terminal-cooling. *Energy*, *274*, 127414. https://doi.org/10.1016/j.energy.2023.127414

Lu, Y., Wang, J., Liu, F., Liu, Y., Wang, F., Yang, N., Lu, D., & Jia, Y. (2022). Performance optimisation of Tesla valve-type channel for cooling lithium-ion batteries. *Applied Thermal Engineering*, *212*, 118583. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2022.118583

Lyu, P., Liu, X., Liu, C., & Rao, Z. (2023). The influence of tab overheating on thermal runaway propagation of pouch-type lithium-ion battery module with different tab connections. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *211*, 124279. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2023.124279

Malik, M., Dincer, I., Rosen, M. A., Mathew, M., & Fowler, M. (2018). Thermal and electrical performance evaluations of series connected Li-ion batteries in a pack with liquid cooling. *Applied Thermal Engineering*, *129*, 472–481. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2017.10.029

Mei, J., Shi, G., Liu, H., Wang, Z., & Chen, M. (2023). Experimental study on the effect of passive retardation method for thermal runaway mitigation of lithium-ion battery. *Applied Thermal Engineering*, *230*, 120861. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2023.120861

Ouyang, T., Liu, B., Xu, P., Wang, C., & Ye, J. (2022). Electrochemical-thermal coupled modelling and multi-measure prevention strategy for Li-ion battery thermal runaway. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *194*, 123082. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2022.123082

Ouyang, T., Zuo, K., Wang, Z., Hao, J., & Chen, Y. (2025). Enhancing thermal performance for electric vehicle lithium-ion battery pack based on active thermal management. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *245*, 127026. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2025.127026

Patel, J. R., & Rathod, M. K. (2023). Novel approach for the performance augmentation of phase change material integrated battery thermal management system for number of charging/discharging cycles. *Energy Storage*, *5*(6). https://doi.org/10.1002/est2.456

Pesaran, A. (2001). Battery Thermal Management in EVs and HEVs: Issues and Solutions. *Battery Man*, *43*.

R.Lindsey and Luann Dahlman, 2024, NOAA Climate.gov, https://www.climate.gov/news-features/understanding-climate/climate-change-global-temperature

Qin, P., Liao, M., Zhang, D., Liu, Y., Sun, J., & Wang, Q. (2019). Experimental and numerical study on a novel hybrid battery thermal management system integrated forced-air convection and phase change material. *Energy Conversion and Management*, *195*, 1371–1381. https://doi.org/10.1016/j.enconman.2019.05.084

Tomaszewska, A., Chu, Z., Feng, X., O'Kane, S., Liu, X., Chen, J., Ji, C., Endler, E., Li, R., Liu, L., Li, Y., Zheng, S., Vetterlein, S., Gao, M., Du, J., Parkes, M., Ouyang, M., Marinescu, M., Offer, G., & Wu, B. (2019a). Lithium-ion battery fast charging: A review. *ETransportation*, *1*, 100011. https://doi.org/10.1016/j.etran.2019.100011

Tomaszewska, A., Chu, Z., Feng, X., O'Kane, S., Liu, X., Chen, J., Ji, C., Endler, E., Li, R., Liu, L., Li, Y., Zheng, S., Vetterlein, S., Gao, M., Du, J., Parkes, M., Ouyang, M., Marinescu, M., Offer, G., & Wu, B. (2019b). Lithium-ion battery fast charging: A review. *ETransportation*, *1*, 100011. https://doi.org/10.1016/j.etran.2019.100011

Wang, C., Zhang, G., Meng, L., Li, X., Situ, W., Lv, Y., & Rao, M. (2017). Liquid cooling based on thermal silica plate for battery thermal management system. *International Journal of Energy Research*, *41*(15), 2468–2479. https://doi.org/10.1002/er.3801

Wang, H., Guo, Y., Ren, Y., Yeboah, S., Wang, J., Long, F., Zhang, Z., & Jiang, R. (2024). Investigation of the thermal management potential of phase change material for lithium-ion battery. *Applied Thermal Engineering*, *236*, 121590. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2023.121590

Wang, Y., Zhang, X., Li, K., Zhao, G., & Chen, Z. (2023). Perspectives and challenges for future lithium-ion battery control and management. *ETransportation*, *18*, 100260. https://doi.org/10.1016/j.etran.2023.100260

Wankhede, S., Pingale, A. D., & Kale, A. (2025). Experimental investigation on thermal management of lithium-ion battery pack for formula student electric vehicle using air-cooling system. *Energy Storage and Saving*, *4*(1), 38–47. https://doi.org/10.1016/j.enss.2024.11.008

Weng, J., Ouyang, D., Yang, X., Chen, M., Zhang, G., & Wang, J. (2020). Optimization of the internal fin in a phase-change-material module for battery thermal management. *Applied Thermal Engineering*, *167*, 114698. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2019.114698

Xiao, J., Min, H., Jiang, H., Zhang, Z., Sun, W., & Cao, Q. (2025). A novel hybrid battery thermal management integrating phase change material and micro-channel liquid cooling. *Applied Thermal Engineering*, *274*, 126721. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2025.126721

Xu, X. M., & He, R. (2013). Research on the heat dissipation performance of battery pack based on forced air cooling. *Journal of Power Sources*, *240*, 33–41. https://doi.org/10.1016/j.jpowsour.2013.03.004

Yang, N., Zhang, X., Li, G., & Hua, D. (2015a). Assessment of the forced air-cooling performance for cylindrical lithium-ion battery packs: A comparative analysis between aligned and staggered cell arrangements. *Applied Thermal Engineering*, *80*, 55–65. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2015.01.049

Yang, N., Zhang, X., Li, G., & Hua, D. (2015b). Assessment of the forced air-cooling performance for cylindrical lithium-ion battery packs: A comparative analysis between aligned and staggered cell arrangements. *Applied Thermal Engineering*, *80*, 55–65. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2015.01.049

Yang, W., Zhou, F., Liu, Y., Xu, S., & Chen, X. (2021). Thermal performance of honeycomb-like battery thermal management system with bionic liquid mini-channel and phase change materials for cylindrical lithium-ion battery. *Applied Thermal Engineering*, *188*, 116649. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2021.116649

Zeng, W., Ma, C., Hu, S., Li, S., & Zhang, Y. (2023). The performance investigation and optimization of reciprocating flow applied for liquid-cooling-based battery thermal management system. *Energy Conversion and Management*, *292*, 117378. https://doi.org/10.1016/j.enconman.2023.117378

DEĞİŞKEN SICAKLIKLI ISI KAYNAĞINA SAHİP ORGANİK RANKINE ÇEVRİMİNDE FAZ DEĞİŞİMLİ ISI DEPOLAMA İLE GÜÇ ÇIKIŞININ DENGELENMESİ

Burak İZGİ*, Hüseyin Zahit DEMİRAĞ*
*Yozgat Bozok Üniversitesi, Mühendislik Mimarlık Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü,
66100, YOZGAT, burak.izgi@yobu.edu.tr, zahit.demirag@yobu.edu.tr

Özet: Organik Rankine Çevrimleri (ORC), düşük ve orta sıcaklıklı ısı kaynaklarından enerji geri kazanımında umut vadeden teknolojilerdir. Ancak, ısı kaynağı sıcaklığındaki değişimler, ORC sistemlerinin güç üretiminde dalgalanmalara neden olarak performansı olumsuz etkileyebilir. Bu çalışmada, sabit debili fakat değişken sıcaklığa sahip (125-155 °C) bir ısı kaynağı ile çalışan bir ORC sistemine faz değiştiren malzemeli (FDM) gizli ısı depolama (GID) ünitesi entegre edilerek güç çıkışının kararlılığını artırmak amaçlanmıştır. Çalışmada, 250 kW net güç çıktısı hedefleyen bir ORC sistemi matematiksel olarak modellenmiş ve literatürdeki deneysel bir çalışma verileri ile (134 °C'de 243 kW) doğrulanmıştır. Simülasyon sonuçları, ısı kaynağı sıcaklığının 125 °C'ye düşmesiyle güç çıkışının 215 kW'a, 155 °C'ye yükselmesiyle ise 305 kW'a çıktığını göstermiştir. Bu dalgalanmaları azaltmak için, yüksek kaynak sıcaklıklarında ısı kaynağının bir kısmı FDM tabanlı bir GID ünitesine yönlendirilerek enerji depolanmış, ısı kaynağı sıcaklığı düştüğünde ise depolanan enerji ORC sistemine geri verilerek güç çıkışının yaklaşık 250 kW seviyesinde tutulması amaçlanmıştır. Bu strateji, değişken ısı kaynağının etkisini azaltarak daha istikrarlı ve güvenilir bir güç üretimi imkanı sunmaktadır. Bu araştırma, değişken sıcaklıklı ısı kaynaklarına sahip ORC sistemlerinde FDM tabanlı GID entegrasyonunun, güç çıkışındaki dalgalanmaları etkin bir şekilde azaltarak sistemin daha dengeli çalışmasını sağlayabileceğini göstermektedir. Elde edilen bulgular, bu tür enerji depolama çözümlerinin ORC sistemlerinin güvenilirliğini ve verimliliğini artırma potansiyelini ortaya koymaktadır.
Anahtar Kelimler: Organik Rankine Çevrimi (ORC), Gizli Isı Depolama (GID), Faz Değiştiren Malzeme (FDM), Değişken Isı Kaynağı, Güç Çıkışı Kararlılığı, Enerji Depolama, Atık Isı Geri Kazanımı.

STABILIZATION OF POWER OUTPUT IN AN ORGANIC RANKINE CYCLE WITH PHASE CHANGE MATERIAL-BASED THERMAL ENERGY STORAGE UNDER VARIABLE HEAT SOURCE TEMPERATURE

Abstract: Organic Rankine Cycles (ORCs) are promising technologies for energy recovery from low- and medium-temperature heat sources. However, variations in heat source temperature can lead to significant fluctuations in ORC power output, negatively impacting system performance. This study aims to enhance the stability of power output in an ORC system operating with a constant mass flow rate but variable temperature heat source (125-155 °C) by integrating a phase change material (PCM)-based latent heat storage (LHS) unit. A numerical model of the ORC system, targeting a net power output of 250 kW, was developed using a mathematical approach and validated against experimental data from the literature (243 kW at 134 °C). Simulation results showed that when the heat source temperature dropped to 125 °C, the power output decreased to 215 kW, while it increased to 305 kW when the temperature rose to 155 °C. To mitigate these fluctuations, a strategy was proposed: when the heat source temperature is high, a portion of the heat source flow is diverted to the PCM-based LHS unit for energy storage. Conversely, when the heat source temperature drops, the stored energy is supplied back to the ORC system, aiming to maintain the power output at approximately 250 kW. This strategy offers a more stable and reliable power generation capability by mitigating the effects of the variable heat source. This research demonstrates that integrating PCM-based LHS into ORC systems with variable temperature heat sources can effectively reduce power output fluctuations, enabling more balanced system operation. The findings highlight the potential of such energy storage solutions to enhance the reliability and efficiency of ORC systems.
Keywords: Organic Rankine Cycle (ORC), Latent Heat Storage (LHS), Phase Change Material (PCM), Variable Heat Source, Power Output Stabilization, Energy Storage, Waste Heat Recovery.

GİRİŞ

Organik Rankine Çevrimleri (ORC), geleneksel buhar Rankine çevrimine benzer termodinamik prensiplerle çalışan, ancak su yerine daha düşük kaynama noktalarına sahip organik akışkanlar kullanan güç üretim sistemleridir (Cordieri vd., 2025; Kuo vd., 2011). Bu temel farklılık, ORC sistemlerinin özellikle düşük ve orta sıcaklık aralığındaki (genellikle 70 °C ile 400 °C arası) ısı kaynaklarından verimli bir şekilde elektrik veya mekanik güç üretmesine olanak tanır (Calise vd., 2015). Endüstriyel atık ısı, jeotermal enerji, biyokütle ve güneş

enerjisi gibi yaygın olarak bulunan ancak geleneksel güç çevrimleri için genellikle yetersiz kalan ısı kaynaklarının değerlendirilmesinde ORC teknolojisi kilit bir rol oynamaktadır (Eyidogan vd., 2016; Mahmoudi vd., 2018; Moradi & Cioccolanti, 2024). Bu ısı kaynaklarının verimli kullanımı, enerji verimliliğinin artırılmasına, fosil yakıtlara olan bağımlılığın azaltılmasına ve sürdürülebilir enerji üretimine önemli katkılar sağlamaktadır.

ORC sistemlerinin potansiyel uygulama alanlarının başında gelen endüstriyel atık ısı veya güneş enerjisi gibi kaynaklar, doğaları gereği genellikle zamanla değişen sıcaklık ve/veya debi profillerine sahiptir. Isı kaynağındaki bu tür dalgalanmalar, ORC sistemlerinin sürekli olarak tasarım dışı (off-design) koşullarda çalışmasına neden olur (Jiménez-Arreola vd., 2018; X. Li vd., 2021). Tasarım dışı çalışma, sistemin güç çıkışında istenmeyen ve genellikle büyük dalgalanmalara yol açar, bu da hem şebeke bağlantılı sistemlerde hem de izole uygulamalarda operasyonel zorluklar yaratır. Ayrıca, sürekli değişen koşullar altında çalışma, sistemin genel verimliliğini düşürebilir ve ekipmanların ömrünü olumsuz etkileyerek güvenilirliği azaltabilir. ORC araştırmalarının odağı, idealize edilmiş sabit durumlu çevrimlerin optimizasyonundan, gerçek dünya ısı kaynaklarının getirdiği bu dinamik ve tasarım dışı çalışma zorluklarının üstesinden gelmeye doğru kaymıştır. Bu evrim, ORC teknolojisinin pratik uygulanabilirliğini artırmak için kararlılık ve güvenilirlik sorunlarına çözüm bulma ihtiyacını vurgulamaktadır.

Isı kaynağındaki değişkenliğin ORC sistemleri üzerindeki olumsuz etkilerini azaltmak ve sistem performansını iyileştirmek için Isıl Enerji Depolama (TES) teknolojileri kritik bir çözüm sunmaktadır. TES sistemleri, ısı enerjisinin arz ve talebi arasındaki zaman uyumsuzluğunu gidererek, ORC sistemlerinin daha kararlı, güvenilir ve yönetilebilir bir şekilde çalışmasını sağlar (Miró vd., 2016; Petrollese & Cocco, 2020). Isıl enerji depolama yöntemleri temel olarak Duyulur Isı Depolama (SHS), Gizli Isı Depolama (ing:LHS) ve Termokimyasal Enerji Depolama (TCES) olarak sınıflandırılabilir.

Bu çalışmada odaklanılan Gizli Isı Depolama (GID) yöntemi, enerjiyi Faz Değiştiren Malzemelerin (FDM) faz değişimi sırasında depolaması veya serbest bırakması prensibine dayanır (Chebli & Mechighel, 2025). GID sistemlerinin en önemli avantajları, duyulur ısı depolamaya kıyasla daha yüksek enerji depolama yoğunluğuna sahip olmaları ve faz değişimi sırasında ısıyı neredeyse sabit bir sıcaklıkta depolayıp serbest bırakabilmeleridir (Yang vd., 2024). Bu izotermal davranış, ORC buharlaştırıcısına giren ısı transfer akışkanının sıcaklığını dengelemek için özellikle faydalıdır ve böylece ORC güç çıkışındaki dalgalanmaları minimize etmeye yardımcı olur. Dolayısıyla TES, özellikle GID, ORC sistemini ısı kaynağındaki dalgalanmaları pasif olarak takip eden bir yapıdan, değişken kaynaklara rağmen aktif olarak yönetilebilen ve kararlı güç üretebilen bir sisteme dönüştüren temel bir bileşen haline gelmektedir. Bu dönüşüm, ORC teknolojisinin değişken ısı kaynaklarıyla birlikte pratik uygulanabilirliğini önemli ölçüde artırmaktadır.

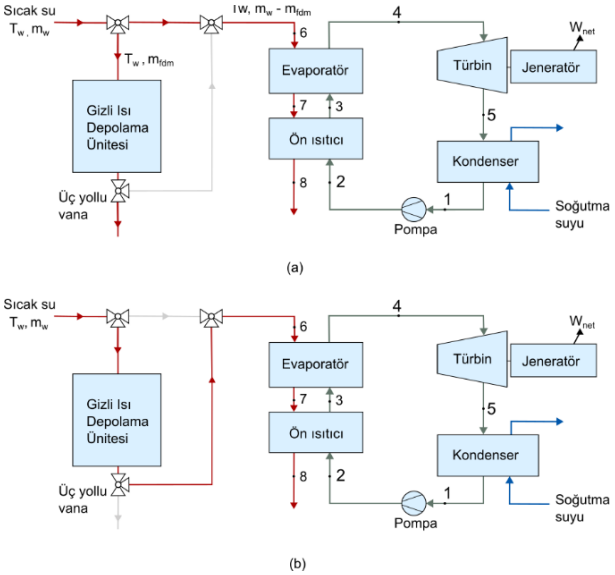
ORC sistemlerinin performansını iyileştirmek amacıyla ısıl enerji depolama sistemlerinin, özellikle de GID/FDM tabanlı olanların entegrasyonu üzerine literatürde çeşitli çalışmalar bulunmaktadır (Daniarta vd., 2023; Moradi & Cioccolanti, 2024). Bu çalışmalar genellikle dinamik modelleme, performans analizi, farklı TES konfigürasyonları ve değişken koşullar altında kontrol stratejileri üzerine odaklanmıştır (Z. Li vd., 2022). Örneğin, (Fatigati vd., 2024) tarafından yapılan bir çalışmada, güneş enerjisiyle ısıtılan bir termal depolama tankından beslenen mikro-ORC sistemlerinin dinamik davranışı deneysel olarak incelenmiştir. Çalışmada, depolama tankındaki ısı kaynağı sıcaklığı zamanla düşerken, ORC çalışma akışkanı debisinin kontrollü bir şekilde azaltılmasının, tankın soğuma hızını yavaşlatarak sistemin toplam çalışma süresini ve dolayısıyla elektrik üretimini artırdığı gösterilmiştir. (Yu vd., 2019) taşıt motorlarından elde edilen değişken atık ısıyı bir ORC sisteminde değerlendirmek üzere FDM tabanlı termal depolama entegrasyonunu modellemişlerdir. Çalışmaları sonucunda, farklı FDM'ler arasından en uygun olanı belirlemiş, depolama hacmi üzerine yaptıkları parametrik analizle optimum bir boyut saptamış ve çift depolama ünitesi içeren bir konfigürasyonun tek üniteye kıyasla toplam iş çıktısını %17.2 artırdığını ortaya koymuşlardır. (Dal Magro vd., 2017) çelik tavlama fırınlarından elde edilen dalgalı atık ısının bir ORC ünitesi ile geri kazanımında, FDM tabanlı termal depolama entegrasyonunun etkisini gerçek endüstriyel verilerle doğrulanmış bir Modelica modeliyle araştırmışlardır. Çalışmaları, FDM ünitesi entegrasyonunun sistemin kapasite faktörünü %38'den %52'ye, ortalama ısıl verimini ise %15.5'ten %16.4'e çıkardığını ve yapılan tekno-ekonomik analize göre yatırımın 3 ila 5 yıl arasında geri dönebileceğini göstermiştir.

Yukarıda özetlenen literatür çalışmaları, FDM tabanlı termal depolamanın, ORC sistemlerinin dalgalı ısı kaynakları altındaki performansını ve kararlılığını artırmada önemli bir potansiyel taşıdığını göstermektedir. Ancak, bu çalışmalar genellikle genel verimlilik veya kapasite faktörü artışına odaklanmıştır. Sabit debili fakat periyodik olarak sıcaklığı değişen (örneğin parti bazlı üretim yapan gıda endüstrisi atık ısıları gibi) bir ısı kaynağına maruz kalan bir ORC sisteminin, güç çıkışını belirli bir nominal hedef etrafında dengeleme stratejisi ve bu stratejinin etkinliği üzerine yapılan çalışmalar sınırlıdır. Bu çalışma belirli bir operasyonel senaryoya odaklanarak literatüre katkıda bulunmaktadır.

Bu bağlamda, bu çalışmanın temel amacı; değişken sıcaklıklı bir ısı kaynağı için FDM entegreli bir ORC sisteminin termodinamik modelini kurmak ve önerilen akış kontrolü ile termal depolama stratejisinin, sistemin net güç çıkışını hedeflenen 250 kW nominal değerinde tutma başarısını nicel olarak analiz etmektir. Bu çalışma, literatürdeki diğer çalışmalardan farklı olarak, sadece sistem performansını iyileştirmeyi değil, aynı zamanda değişken bir ısı kaynağını kullanarak şebekeye kararlı ve öngörülebilir güç verilmesini sağlayacak bir operasyonel stratejinin etkinliğini detaylı olarak ortaya koymayı hedeflemektedir.

SİSTEM TANIMI VE MODELLEME

İncelenen birleşik sistemin konfigürasyonu ve operasyonel modları Şekil 1'de şematik olarak gösterilmektedir. Sistem, bir ORC güç ünitesi ve bu üniteyi besleyen ısı kaynağı devresine stratejik olarak yerleştirilmiş bir GID ünitesinden oluşmaktadır.



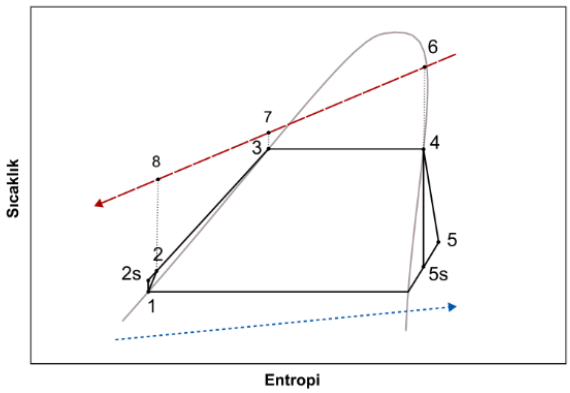
Şekil 1. Değişken Sıcaklıklı Isı Kaynağına Sahip Organik Rankine Çevrimi ve Faz Değişimli Isı Depolama Ünitesinin Şematik Gösterimi: (a) Şarj Modu (Yüksek Isı Kaynağı Sıcaklığı), (b) Deşarj Modu (Düşük Isı Kaynağı Sıcaklığı).

ORC, temel olarak bir pompa, ön ısıtıcı, evaporatör, bir türbin, jeneratör ve su soğutmalı bir kondenserden meydana gelmektedir. Sistemin ısı kaynağı, debisi sabit (m_w) tutulan ancak sıcaklığı (T_w) belirli bir aralıkta değişen sıcak sudur. Bu sıcaklık dalgalanmalarının net güç (W_{net}) üzerindeki etkisini minimize etmek için, faz değiştiren malzeme (FDM) içeren bir GID ünitesi ve bu üniteyi devreye alan veya devreden çıkaran üç yollu kontrol vanaları kullanılmıştır. Sistemin iki temel çalışma modu bulunmaktadır:

1. Şarj Modu (Yüksek Isı Kaynağı Sıcaklığı): Isı kaynağı sıcaklığı, ORC'nin nominal tasarım noktasının üzerine çıktığında, sistem Şekil 1-(a)'da gösterilen şarj modunda çalışır. Bu modda, üç yollu vanalar sıcak su akışının bir kısmını GID ünitesine yönlendirir. Isı kaynağındaki fazla termal enerji, ünitedeki FDM'yi eriterek gizli ısı olarak depolar. Akışkanın kalan ve sıcaklığı nominal seviyeye daha yakın olan kısmı ise ORC'yi beslemeye devam eder. Bu strateji, türbin girişindeki buhar kalitesini korurken ve aşırı güç üretimini önlerken, fazla enerjinin verimli bir şekilde depolanmasını sağlar.

2. Deşarj Modu (Düşük Isı Kaynağı Sıcaklığı): Isı kaynağı sıcaklığı nominal değerin altına düştüğünde, sistem Şekil 1-(b)'de gösterilen deşarj moduna geçer. Bu durumda, üç yollu vanalar soğumuş olan ısı kaynağı akışkanının tamamını ORC'ye girmeden önce GID ünitesinden geçirir. Şarj periyodunda depolanan enerji, FDM'nin katılaşmasıyla ısı kaynağı akışkanına aktarılır ve akışkanın sıcaklığı yükseltilir. Ön ısıtmadan geçen bu akışkan, ORC'nin evaporatörüne yönlendirilerek çevrimin daha yüksek bir verimle çalışması ve güç çıkışının hedeflenen nominal değere yakın bir seviyede tutulması sağlanır.

Sistemin termodinamik modellemesi, her bir bileşen (pompa, ısı değiştiricileri, türbin vb.) için yazılan kütle ve enerji denklik denklemleri kullanılarak EES (Engineering Equation Solver) yazılımında gerçekleştirilmiştir. ORC çevriminin T-s diyagramı Şekil 2'de verilmiştir.



Şekil 2. Sistemin T-s diyagramı.

Her bir bileşen için matematiksel modeller, sistemin güç çıkışı ve verimi aşağıdaki denklemlerde sunulmuştur.

$$\eta_{ORC} = \dot{W}_{net}/\dot{Q}_g \quad (1)$$

$$\dot{W}_{net} = \dot{W}_ç - \dot{W}_g \quad (2)$$

$$\dot{W}_ç = \dot{W}_t \eta_g \quad (3)$$

$$\dot{W}_t = \dot{m}_r(h_4 - h_{5s})\eta_t \quad (4)$$

$$\eta_t = (h_4 - h_5)/(h_4 - h_{5s}) \quad (5)$$

$$\dot{W}_g = \dot{m}_r(h_{2s} - h_1)/\eta_p \quad (6)$$

$$\eta_p = (h_{2s} - h_1)/(h_2 - h_1) \quad (7)$$

$$\dot{Q}_g = \dot{Q}_{oı} + \dot{Q}_{ev} \quad (8)$$

$$\dot{Q}_{ev} = \dot{m}_r(h_4 - h_3) = \dot{m}_w C_{p,w}(T_6 - T_7) \quad (9)$$

$$\dot{Q}_{oı} = \dot{m}_r(h_3 - h_2) = \epsilon_{oı}\dot{Q}_{max,oı} = \dot{m}_w C_{p,w}(T_7 - T_8) \quad (10)$$

$$\dot{Q}_{max,oı} = C_{min,oı}(T_7 - T_2) \quad (11)$$

burada, $\dot{W}_{net}$ sistemin net güç çıkışı, $\dot{W}_ç$ jeneratör güç çıkışı, $\dot{W}_t$ türbin güç çıkışı, $\dot{W}_g$ pompanın çektiği güç, h entalpi, $\dot{Q}_g$ ön ısıtıcı ve evaporatördeki toplam ısı transferi oranı, $\dot{Q}_{oı}$ ön ısıtıcıdaki ısı transferi oranı, $\dot{Q}_{ev}$ evaporatördeki ısı transferi oranı, $\dot{m}_r$ soğutucu akışkanın kütlesel debisi, $\dot{m}_w$ sıcak suyun kütlesel debisi, η_t, η_p, η_g türbin, pompa ve jeneratör verimleri, $\epsilon_{oı}$ ön ısıtıcı etkinliği, $C_{p,w}$ suyun özgül ısısıdır.

ORC sisteminin temel tasarım ve işletme parametreleri Tablo 1'de sunulmuştur.

Tablo 1. ORC Sistemi parametreleri

Parametre	**Değer**
Nominal Güç çıkışı [kW]	250
Isı kaynağı (su) debisi [kg/s]	15.9
Isı kaynağı sıcaklık aralığı [°C]	125-155
Soğutucu akışkan (R245fa) debisi [kg/s]	11.58
Kondenser sıcaklığı [°C]	39
Türbin verimi [%]	80
Pompa verimi [%]	90
Jeneratör verimi [%]	90
Ön ısıtıcı etkinliği [%]	86

Kurulan sayısal model, literatürde yer alan ve benzer koşullarda çalışan bir ORC sistemine ait deneysel (Fu vd., 2016) verilerle karşılaştırılarak doğrulanmıştır. Oluşturulan matematiksel modele (Fu vd., 2016) tarafından yapılan deneysel çalışmada kullanılan giriş parametreleri (su giriş sıcaklığı ve debisi, soğutucu akışan debisi) uygulanmış ve sonuçlar Tablo 2'de verilmiştir. Net güç çıktısı deneysel çalışmadan %3.8 daha düşük bulunmuş, sistemin ısıl verimi ise deneysel çalışmadan %4.8 daha yüksek olarak hesaplanmıştır. Bu farklılıklar model oluşturulurken yapılan kabullerden kaynaklanmaktadır. Literatürdeki benzer matematiksel model çalışmalarında (Fu vd., 2015) deneysel ve model arasındaki farkların benzer aralıkta olduğu göz önüne alındığında bu çalışmadaki farklar kabul edilebilir sınırlar içerisindedir.

Tablo 2. Modelin doğrulanması.

Parametre	**Bu çalışma**	**Deneysel (Fu vd., 2016)**	**Fark (%)**
$\dot{W}_{net}$	233.2	242.5	-3.8
η_{ORC}	8.7	8.3	4.8

GID ünitesinde depolanan ve salınan enerji miktarı giriş ve çıkış sıcaklıklarına bağlı olarak aşağıdaki gibi hesaplanır:

$$Q_{şarj} = \int_0^t \dot{q}_{şarj}\, dt \tag{12}$$

$$Q_{deşarj} = \int_0^t \dot{q}_{deşarj}\, dt \tag{13}$$

$$\dot{q}_{şarj} = \dot{m}_{fdm} C_{p,w} (T_{w,g} - T_{w,ç}) \tag{14}$$

$$\dot{q}_{deşarj} = \dot{m}_{w} C_{p,w} (T_{w,ç} - T_{w,g}) \tag{15}$$

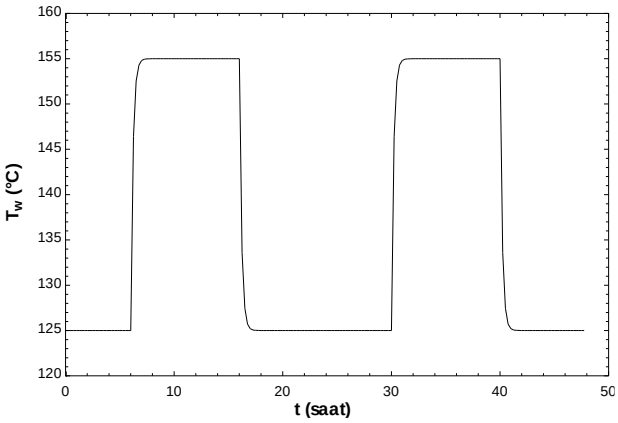
GID ünitesinde kullanılan FDM'nin, ORC'nin nominal çalışma sıcaklığına yakın ve ısı kaynağının sıcaklık değişim aralığında olacak şekilde seçilmesi önemlidir. Bu çalışmadaki 125-155 °C kaynak sıcaklığı aralığı için, erime noktası yaklaşık 135 °C civarında olan bir PCM uygun olacaktır. İnorganik tuzlar veya ötektik karışımlar bu sıcaklık aralığı için potansiyel adaylardır. Bu çalışmadaki simülasyonlar için varsayılan PCM özellikleri Tablo 3'te verilmiştir.

Tablo 3. GID sisteminde kullanılan FDM özellikleri.

Parametre	**Değer**
Erime sıcaklığı [°C]	135
Yoğunluk [kg/m^3]	1800
Özgül ısı [kJ/kg°C]	2.2
Faz değiştirme gizli ısısı [kJ/kg]	600

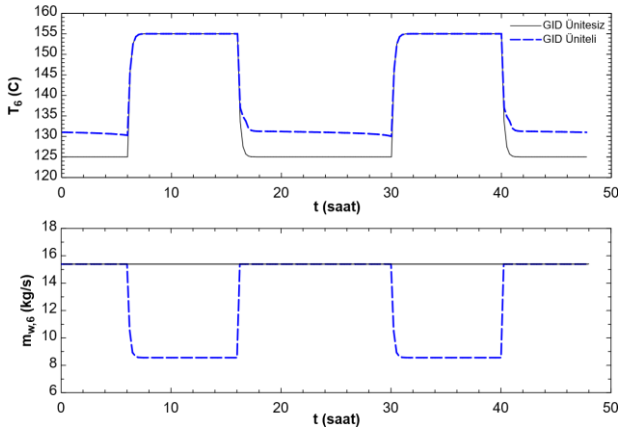
BULGULAR ve TARTIŞMA

Bu çalışmada değişken ısı kaynağı olarak, gıda işleme tesislerinden gelen atık ısı seçilmiştir. Özellikle süt ürünleri veya içecek endüstrisindeki pastörizasyon /sterilizasyon süreçlerinde, parti bazlı çalışma, temizlik süreçleri ve üretim değişiklikleri gibi sebeplerle atık ısı sıcaklığı önemli ölçüde değişkenlik gösterebilmektedir. Bu çalışma için seçilen ve endüstriyel bir süreci taklit eden senaryoda, ORC sistemine giren ısı kaynağının zamana bağlı sıcaklık değişimi Şekil 3'te verilmiştir. Görüldüğü gibi, sistemin 8 saat boyunca 155 °C'lik yüksek sıcaklıkta, ardından 12 saat boyunca 125 °C'lik düşük sıcaklıkta çalıştığı periyodik bir profil varsayılmıştır.



Şekil 3. ORC sistemi ısı kaynağının günlük sıcaklık değişimi.

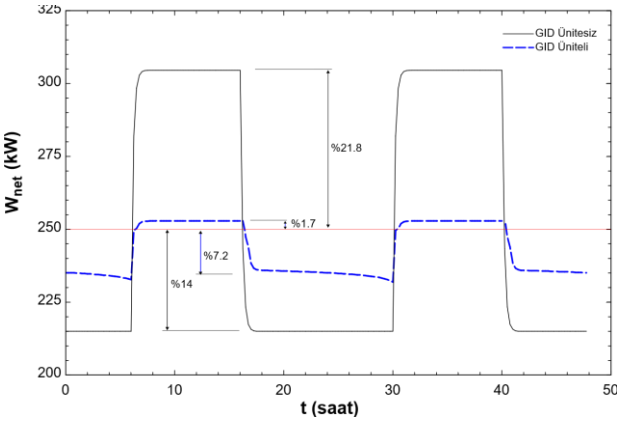
Bu sıcaklık değişiminin, sisteme entegre edilen GID ünitesi ile nasıl yönetildiği Şekil 4'te detaylı olarak incelenmiştir. Grafikte GID ünitesi olmadan doğrudan ORC'ye giden akışkan sıcaklığı beklendiği gibi ısı kaynağı profiliyle birebir aynıdır. Kaynak sıcaklığının 155 °C'ye çıktığı periyotlarda (örn: 7-17. saatler), sistem kontrolü ORC'ye giden sıcak su debisini ($m_{w,6}$) önemli ölçüde azaltmaktadır. Azaltılan bu debi, ORC'ye aktarılan toplam ısı girdisini (Q_g) sınırlayarak sistemin nominal koşullardan uzaklaşmasını engeller. Ana akıştan ayrılan debinin fazlası ise bu esnada enerjiyi depolaması için GID ünitesine yönlendirilmektedir. Kaynak sıcaklığının 125 °C'ye düştüğü periyotlarda ise (örn: 17-24. saatler), grafikten de görüleceği üzere ısı kaynağı akışkanının tamamı, maksimum debiyle sisteme beslenmektedir. Ancak bu akış, Şekil 1(b)'deki şemaya uygun olarak, ORC'ye yönlendirilmeden önce GID ünitesinden geçirilir. Bu strateji, GID ünitesinde depolanan ısının maksimum akışkan kütlesine aktarılarak ORC giriş sıcaklığının etkin bir şekilde hedeflenen seviyeye yükseltilmesini sağlar.



Şekil 4. GID Ünitesinin ORC Giriş Sıcaklığı ve Debi Üzerindeki Etkisi: Üst Panel - ORC Giriş Sıcaklığının Zamanla Değişimi (GID Üniteli ve Ünitesiz Durumlar); Alt Panel - ORC'ye Giden Sıcak Su Debisinin Zamanla Değişimi (GID Üniteli ve Ünitesiz Durumlar).

Sıcaklık profilindeki bu etkin dengelemenin, sistemin net güç çıkışına olan yansıması Şekil 5'te sunulmuştur. GID ünitesi olmadan, sistemin net gücü ısı kaynağındaki değişime paralel olarak 215 kW ile 305 kW arasında şiddetli bir salınım göstermektedir. Bu denli büyük bir dalgalanma, hem şebeke kararlılığı hem de sistem ekipmanlarının (özellikle türbin) operasyonel sağlığı açısından istenmeyen bir durumdur. GID ünitesi sisteme entegre edildiğinde ise, güç çıkışındaki bu salınımların büyük ölçüde ortadan kalktığı ve sistemin hedeflenen 250 kW nominal güce çok yakın çalıştığı net bir şekilde görülmektedir. Şarj periyodunda güç yaklaşık 254 kW seviyesinde sabitlenirken, deşarj periyodunda 235 kW civarında tutulmaktadır.

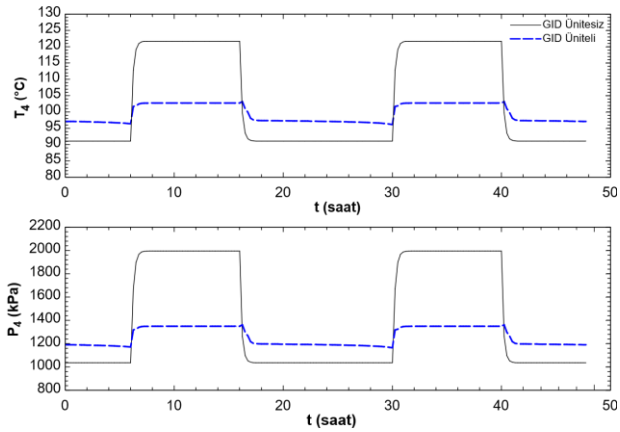
Isı kaynağı sıcaklığının yüksek olduğu ve ünitenin şarj edildiği periyotlar boyunca, sistemin güç çıkışı hedeflenen değerden sadece +4 kW'lık (%1.7) çok küçük bir pozitif sapma göstermektedir. Diğer yandan, ünitenin depoladığı enerjiyi geri verdiği deşarj periyodunda ise güç çıkışı, periyodun başında yaklaşık 248 kW (-%0.8 sapma) seviyesinden başlayarak, depolanan enerji azaldıkça yavaşça 232 kW'a (-%7.2 sapma) doğru bir düşüş eğilimi sergilemektedir. Entegre sistem, en kötü durumda dahi hedeften yalnızca 17 kW'lık bir sapma gösterirken, GID ünitesi olmayan sistemde güç çıkışı 215 kW ile 305 kW arasında değişmekte, yani nominal değere göre -35 kW (%-14) ile +55 kW (%+21.8) arasında şiddetli bir salınım yapmaktadır. Sonuç olarak, FDM tabanlı GID ünitesinin, güç çıkışını hedeflenen nominal değerin en fazla %7.2'lik bir sapma bandı içerisinde tutmayı başardığı görülmektedir.



Şekil 5. GID ünitesi olan ve olmayan durumlarda ORC net güç çıktısının karşılaştırılması.

Net güç çıkışındaki kararlılığın temelinde, ORC'nin en kritik bileşeni olan türbinin operasyonel koşullarındaki stabilitenin yattığı prensibinden hareketle, türbin girişindeki sıcaklık ve basınç değişimleri de detaylı olarak incelenmiştir. Şekil 6, GID ünitesi olan ve olmayan durumlar için türbin giriş sıcaklığı (T4) ve basıncının (P4) zamanla değişimini göstermektedir.

GID ünitesi olmadan çalışan sistemde türbin giriş sıcaklığı ve basıncının, ısı kaynağındaki dalgalanmalara neredeyse anlık olarak paralel bir şekilde yanıt verdiği görülmektedir. Bu durum, türbinin sürekli olarak geniş bir aralıkta ve termodinamik tasarım noktasından uzak, kararsız ve verimsiz koşullarda çalışmaya zorlandığı anlamına gelir. GID ünitesinin entegrasyonuyla birlikte, hem sıcaklık hem de basınç eğrilerinin büyük ölçüde sönümlendiği ve hedeflenen nominal çalışma noktası etrafında dar bir bantta tutulduğu net bir şekilde görülmektedir.

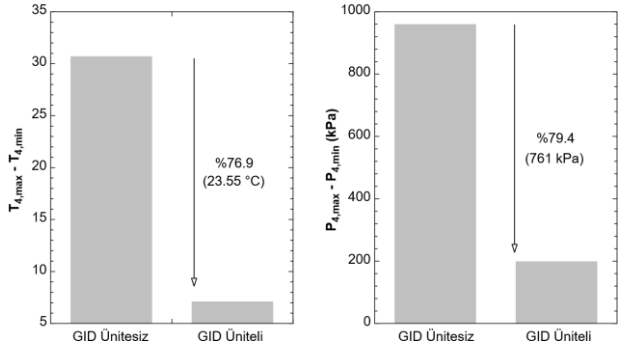


Şekil 6 GID ünitesi olan ve olmayan durumlar için türbin giriş sıcaklığının (T_4) (üstte) ve basıncının (P_4) (altta) zamanla değişimi.

Bu iyileştirmenin sayısal boyutu, Şekil 7'de karşılaştırmalı sütun grafiklerinde özetlenmiştir. Grafiğin sol tarafında sıcaklık salınımları karşılaştırılmaktadır. GID ünitesi olmadan türbin giriş sıcaklığının 30.6 °C'lik bir aralıkta dalgalandığı, GID ünitesinin ise bu dalgalanmayı 7.08 °C'ye düşürdüğü görülmektedir. Bu, sıcaklık salınımında %76.9'luk dikkate değer bir azalma anlamına gelmektedir.

Basınç salınımlarında ise grafiğin sağ tarafında görüldüğü gibi, GID ünitesiz sistemde 959 kPa'lık bir basınç farkı oluşurken, entegre sistem bu farkı 198 kPa'a indirmiştir. Bu durum, türbin giriş basıncındaki dalgalanmanın %79.4 oranında ortadan kaldırıldığını göstermektedir.

Bu sonuçlar, GID ünitesinin sadece sistemin genel güç çıktısını dengelemekle kalmayıp, aynı zamanda türbin için bir "koruyucu kalkan" görevi gördüğünü kanıtlamaktadır. Türbinin maruz kaldığı termal ve mekanik gerilimlerin bu denli azaltılması, ekipmanın ömrünü uzatır, bakım maliyetlerini düşürür ve türbinin sürekli olarak en yüksek verimlilik noktasında çalışmasını sağlar.



Şekil 7 GID ünitesi entegrasyonunun türbin giriş sıcaklığı (Sol) ve basıncındaki (Sağ) dalgalanmalar üzerindeki azaltıcı etkisinin karşılaştırması.

Seçilen 8 saatlik şarj periyodu, GID ünitesinin neredeyse tam kapasiteye ulaşması için yeterli olurken, 12 saatlik deşarj periyodunun sonlarına doğru güçte gözlenen hafif düşüş (%7.2 sapma), depolanan enerjinin limitlerine yaklaşıldığını göstermektedir. Şarj süresinin daha kısa, deşarj süresinin ise daha uzun olduğu senaryolarda, bu düşüş daha belirgin hale gelebilir. Bu gibi durumlar için GID ünitesi kapasitesinin optimizasyonu veya farklı FDM'lerin birlikte kullanıldığı kaskat sistemler ileriki çalışmalarda değerlendirilebilir.

SONUÇ

Bu çalışmada, sabit debili ancak 125-155 °C arasında değişken sıcaklığa sahip bir ısı kaynağından beslenen 250 kW nominal gücündeki bir Organik Rankine Çevrimi (ORC) sisteminin güç çıkışını dengelemek amacıyla, sisteme Faz Değiştiren Malzemeli (FDM) bir Gizli Isı Depolama (GID) ünitesi entegrasyonunun performansı termodinamik olarak incelenmiştir. EES yazılımında kurulan sayısal model ile GID ünitesinin, sistemin kararlılığı üzerindeki etkileri araştırılmıştır.

Simülasyon sonuçları, GID ünitesinin sisteme entegrasyonunun son derece başarılı olduğunu göstermiştir. Ünite olmadan sistemin net güç çıktısı 215 kW ile 305 kW arasında şiddetli bir salınım gösterirken, GID ünitesi sayesinde güç çıkışı 235 kW ile 254 kW aralığında, hedeflenen 250 kW nominal değere göre en fazla %7.2'lik bir sapma bandında tutulabilmiştir. Bu başarının temelinde, GID ünitesinin türbin giriş koşullarını etkin bir şekilde sönümlemesi yatmaktadır. Türbin giriş sıcaklığındaki dalgalanma %76.9 oranında azaltılarak 30.6 °C'den 7.08 °C'ye, basınçtaki dalgalanma ise %79.4 oranında azaltılarak 959 kPa'dan 198 kPa'a düşürülmüştür.

Bu çalışma, FDM tabanlı termal depolama çözümlerinin, endüstriyel atık ısı gibi değişken sıcaklıklı kaynaklara dayalı ORC santrallerinin en büyük dezavantajlarından biri olan güç dalgalanması sorununa etkin bir çözüm sunabileceğini ortaya koymuştur. Önerilen entegre sistem, kesintili ve güvenilmez bir enerji kaynağını, şebeke ile uyumlu, kararlı ve öngörülebilir bir güç santraline dönüştürme potansiyeline sahiptir. Türbin gibi kritik ekipmanların daha stabil koşullarda çalışmasını sağlayarak sistemin güvenilirliğini ve ömrünü artırması beklenmektedir.

Gelecek çalışmalarda, farklı FDM türlerinin, erime sıcaklıklarının ve depolama kapasitelerinin sistem performansı üzerindeki etkilerini araştıran kapsamlı bir parametrik optimizasyon yapılması önerilmektedir. Ayrıca, sistemin ilk yatırım ve işletme maliyetlerini de içeren detaylı bir tekno-ekonomik analiz, teknolojinin endüstriyel uygulanabilirliğini daha net ortaya koyacaktır. Son olarak, kurulan sayısal modelin, şarj-deşarj geçişlerindeki dinamik davranışları da içerecek şekilde geliştirilmesi ve mümkünse deneysel bir düzenek ile doğrulanması, bu alandaki bilgi birikimine önemli katkı sağlayacaktır.

SEMBOLLER

$\dot{W}_{net}$	Sistemin net güç çıkışı [kW]
$\dot{W}_{ç}$	Jeneratör güç çıkışı [kW]
$\dot{W}_{t}$	Türbin güç çıkışı [kW]
$\dot{W}_{g}$	Pompanın çektiği güç [kW]
h	Entalpi [kJ/kg]
$\dot{Q}_{g}$	Ön ısıtıcı ve evaporatördeki toplam ısı transferi oranı [kW]
$\dot{Q}_{oı}$	Ön ısıtıcıdaki ısı transferi oranı [kW]
$\dot{Q}_{ev}$	Evaporatördeki ısı transferi oranı [kW]
$\dot{m}_{r}$	Soğutucu akışkanın kütlesel debisi [kg/s]
$\dot{m}_{w}$	Sıcak suyun kütlesel debisi [kg/s]
η_{t}	Türbin verimi
η_{p}	Pompa verimi
η_{g}	Jeneratör verimi
$\epsilon_{oı}$	Ön ısıtıcı etkinliği

KAYNAKLAR

Calise, F., Capuano, D., & Vanoli, L. (2015). Dynamic Simulation and Exergo-Economic Optimization of a Hybrid Solar–Geothermal Cogeneration Plant. *Energies*, *8*(4), Article 4. https://doi.org/10.3390/en8042606

Chebli, F., & Mechighel, F. (2025). Phase change materials: Classification, use, phase transitions, and heat transfer enhancement techniques: a comprehensive review. *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*. https://doi.org/10.1007/s10973-024-13877-z

Cordieri, S. A., Bordin, C., & Mishra, S. (2025). A bottom-up optimization model for solar organic Rankine cycle in the context of transactive energy trading. *Energy Systems*. https://doi.org/10.1007/s12667-025-00723-w

Dal Magro, F., Jimenez-Arreola, M., & Romagnoli, A. (2017). Improving energy recovery efficiency by retrofitting a PCM-based technology to an ORC system operating under thermal power fluctuations. *Applied Energy*, *208*, 972-985. https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2017.09.054

Daniarta, S., Nemś, M., & Kolasiński, P. (2023). A review on thermal energy storage applicable for low- and medium-temperature organic Rankine cycle. *Energy*, *278*, 127931. https://doi.org/10.1016/j.energy.2023.127931

Eyidogan, M., Canka Kilic, F., Kaya, D., Coban, V., & Cagman, S. (2016). Investigation of Organic Rankine Cycle (ORC) technologies in Turkey from the technical and economic point of view. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, *58*, 885-895. https://doi.org/10.1016/j.rser.2015.12.158

Fatigati, F., Vittorini, D., & Cipollone, R. (2024). Dynamic response of a micro-scale ORC-based power unit fed by solar flat panels. *Applied Thermal Engineering*, *243*, 122546. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2024.122546

Fu, B.-R., Lee, Y.-R., & Hsieh, J.-C. (2015). Design, construction, and preliminary results of a 250-kW organic Rankine cycle system. *Applied Thermal Engineering*, *80*, 339-346. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2015.01.077

Fu, B.-R., Lee, Y.-R., & Hsieh, J.-C. (2016). Experimental investigation of a 250-kW turbine organic Rankine cycle system for low-grade waste heat recovery. *International Journal of Green Energy*, *13*(14), 1442-1450. https://doi.org/10.1080/15435075.2016.1212353

Jiménez-Arreola, M., Pili, R., Dal Magro, F., Wieland, C., Rajoo, S., & Romagnoli, A. (2018). Thermal power fluctuations in waste heat to power systems: An overview on the challenges and current solutions. *Applied Thermal Engineering*, *134*, 576-584. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2018.02.033

Kuo, C.-R., Hsu, S.-W., Chang, K.-H., & Wang, C.-C. (2011). Analysis of a 50 kW organic Rankine cycle system. *Energy*, *36*(10), 5877-5885. https://doi.org/10.1016/j.energy.2011.08.035

Li, X., Xu, B., Tian, H., & Shu, G. (2021). Towards a novel holistic design of organic Rankine cycle (ORC) systems operating under heat source fluctuations and intermittency. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, *147*, 111207. https://doi.org/10.1016/j.rser.2021.111207

Li, Z., Lu, Y., Huang, R., Wang, L., Jiang, R., Yu, X., & Yu, X. (2020). Parametric study on melting process of a shell-and-tube latent thermal energy storage under fluctuating thermal conditions. *Applied Thermal Engineering*, *180*, 115898. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2020.115898

Li, Z., Yu, X., Wang, L., Jiang, R., Yu, X., Huang, R., & Wu, J. (2022). Comparative investigations on dynamic characteristics of basic ORC and cascaded LTES-ORC under transient heat sources. *Applied Thermal Engineering*, *207*, 118197. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2022.118197

Mahmoudi, A., Fazli, M., & Morad, M. R. (2018). A recent review of waste heat recovery by Organic Rankine Cycle. *Applied Thermal Engineering*, *143*, 660-675. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2018.07.136

Miró, L., Gasia, J., & Cabeza, L. F. (2016). Thermal energy storage (TES) for industrial waste heat (IWH) recovery: A review. *Applied Energy*, *179*, 284-301. https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2016.06.147

Moradi, R., & Cioccolanti, L. (2024). Modelling approaches of micro and small-scale organic Rankine cycle systems: A critical review. *Applied Thermal Engineering*, *236*, 121505. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2023.121505

Petrollese, M., & Cocco, D. (2020). A multi-scenario approach for a robust design of solar-based ORC systems. *Renewable Energy*, *161*, 1184-1194. https://doi.org/10.1016/j.renene.2020.07.120

Xu, H., Lin, W. Y., Dal Magro, F., Li, T., Py, X., & Romagnoli, A. (2019). Towards higher energy efficiency in future waste-to-energy plants with novel latent heat storage-based thermal buffer system. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, *112*, 324-337. https://doi.org/10.1016/j.rser.2019.05.009

Yang, Z. L., Walvekar, R., Wong, W. P., Sharma, R. K., Dharaskar, S., & Khalid, M. (2024). Advances in phase change materials, heat transfer enhancement techniques, and their applications in thermal energy storage: A comprehensive review. *Journal of Energy Storage*, *87*, 111329.

Yu, X., Li, Z., Lu, Y., Huang, R., & Roskilly, A. P. (2019). Investigation of organic Rankine cycle integrated with double latent thermal energy storage for engine waste heat recovery. *Energy*, *170*, 1098-1112. https://doi.org/10.1016/j.energy.2018.12.196

AŞIRI KIZGIN BUHAR ÜRETİMİ İLE GÜÇ ARTIŞI SAĞLAYAN GÜNEŞ ENERJİSİ ENTEGRELİ DÜŞÜK ENTALPİLİ JEOTERMAL ENERJİ SANTRALİ

Fatih GÜNEŞ*, Ömer Faruk GÜLER*
*Afyon Kocatepe Üniversitesi, Teknoloji Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü,
03200 Merkez, AFYONKARAHİSAR, ofguler@aku.edu.tr

Özet: Bu çalışmada, orta sıcaklıktaki bir jeotermal kaynağın doğrudan güneş enerjisiyle ısıtılarak elektrik üretimi amacıyla kullanılması incelenmiştir. Referans sistem olarak, Afyonkarahisar'da hâlihazırda işletmede olan ve Organik Rankine Çevrimi (ORC) temelli 2,76 MW kapasiteli jeotermal santral seçilmiştir. Çalışmada, güneş enerjisi ile desteklenen geleneksel ORC sistemine alternatif olarak ikincil çevrimi tamamen ortadan kaldıran yenilikçi bir tasarım önerilmiştir. Bu yeni yapıda, güneş kollektörleri kullanılarak jeotermal su doğrudan buharlaştırılmakta; böylece ısı değiştiricilerden kaynaklanan kirlenme ve tıkanma gibi sorunlar önlenmektedir. Termodinamik performans değerlendirmeleri, EES yazılımı kullanılarak enerji ve ekserji analizleriyle gerçekleştirilmiştir. Türbin, pompa ve kondenser gibi temel bileşenlerin izentropik verimleri %85 olarak kabul edilmiş ve sistemler sürekli akışlı açık sistemler olarak modellenmiştir. Güneş kollektörü olarak Parabolik Oluklu Kollektör (PTC) kullanılmış; jeotermal akışkan, farklı basınç koşullarında flaş buharlaştırma yoluyla türbine gönderilmiştir. Sonuçlara göre, kollektör sayısıyla net güç çıkışı arasında doğrusal bir ilişki bulunmuştur. Ancak hedeflenen sıcaklığa ulaşmak için binin üzerinde kollektör gerekmesi, sistemin ekonomik uygulanabilirliğini tartışmalı hâle getirmektedir. Önerilen flash temelli sistemin güç üretimi 14 MW'ın üzerine çıkabilmektedir; fakat nihai değerlendirme için geri ödeme süresi ve birim enerji maliyeti gibi ekonomik göstergelerin de analiz edilmesi gerektiği vurgulanmıştır.
Anahtar Kelimler: Jeotermal Enerji, Doğrudan Güneş ile Buharlaşma, ORC

SOLAR ENERGY INTEGRATED LOW ENTHALPY GEOTHERMAL ENERGY PLANT WITH SUPERHEATED STEAM PRODUCTION FOR ENHANCING ENERGY PRODUCTION

Abstract: This study examines the use of a medium-temperature geothermal resource to generate electricity that is directly powered by sun radiation. The reference example was a 2.76 MW geothermal power plant that is now in operation and is based on the Organic Rankine Cycle (ORC) in the province of Afyonkarahisar. An innovative design that completely eliminates the secondary cycle is put forth, building on a previously assessed hybrid configuration that combines solar energy with a conventional ORC system. Rather, solar collectors are used to directly heat and pressurize geothermal water. The suggested configuration seeks to improve system efficiency by eschewing the usage of heat exchangers, which frequently result in fouling and clogging problems. Energy and exergy assessments are performed using EES software to evaluate the thermodynamic performance of the changed and conventional systems. Isentropic efficiencies of 85% are assumed for key components including the turbine, pump, and condenser, which are treated as steady-flow open systems. The solar component is a Parabolic Trough Collector (PTC), and before the geothermal fluid is sent to the turbine, it is heated under various pressure settings to create steam through flash evaporation. The findings show a linear relationship between the number of collectors and net power output. To achieve the desired temperature of high-flow geothermal water, however, over a thousand collectors are needed. This solar-dominated setup raises concerns about economic viability even though it greatly boosts power generation. Two different definitions of energy efficiency, designated Energy 1 and Energy 2, are used to show how solar losses affect system performance. The power output of the suggested flash-based system could top 14 MW, outperforming the current ORC configuration. However, it is stressed that supporting economic metrics, like the levelized cost of power and payback period, are necessary for a realistic and useful assessment.
Keywords: Geothermal Energy, Direct Solar Evaporation, ORC

INTRODUCTION

Renewable energy systems' existence and use are now widely accepted, and their significance has been underlined to the point where it is no longer necessary to reiterate it. Academic interest in these systems has increased in tandem with their increasing acknowledgment. Geothermal, wind, and solar energy systems are some of the most well-known renewable technologies. Because of their advantageous thermodynamic characteristics, high-temperature sources were first the focus of geothermal energy applications. However, the use of lower-temperature reservoirs for energy production has increased recently, in addition to high-enthalpy and high-temperature geothermal sources(Lund et al., 2022)

Usually, flash applications or direct steam generation use high-temperature geothermal fluids. On the other hand, secondary cycles like the Organic Rankine Cycle (ORC) are typically used to harvest resources in the medium temperature range. Multiple heat source integration in hybrid system topologies has become popular due to the limited enthalpy of medium and low-temperature sources. Solar-geothermal hybrids have become one of the most popular of these. It is feasible to increase the total enthalpy input by combining a geothermal source with a solar thermal system that can reach high temperatures(Kavadias et al., 2021).

Because Parabolic Trough Collectors (PTCs) can produce far greater fluid temperatures than traditional flat-plate collectors, they are frequently utilized in continuous-flow concentrated solar power systems. Through the use of a parabolic reflective surface, these collectors focus solar radiation onto a receiver pipe, allowing fluid temperatures to rise to 400°C (Bellos & Tzivanidis, 2017). However, these systems can only be used during the day because they are totally dependent on solar energy. Investments in solar-thermal systems made alone frequently lead to underutilized infrastructure that is only available during certain hours and under particular conditions. Technologies for thermal storage have been investigated to lessen these limitations.

Solar-assisted systems can generate electricity continuously when combined with geothermal energy. Solar energy increases the system's power output during the day, and geothermal energy keeps the electricity generation going at night so that key components can be used continuously.

As previously noted,, the majority of these systems use a secondary working fluid, usually via ORC technology. There is now a geothermal power plant in operation in the province of Afyon that uses an ORC layout. The resource is classified as low-to-medium enthalpy due to the geothermal fluid temperature at this location, which is roughly 110°C. The plant regularly produces about 2.4 MW of net electrical output, with an installed capacity of 2.76 MW. Previous research has emphasized the benefits of hybrid arrangements. Fouling in the heat exchangers is one of the main operational issues, according to conversations with the plant operators. Blockages caused by mineral precipitation during the cooling phase force the geothermal fluid to settle for longer periods of time, which results in large thermal losses.

This study examines if a high-temperature stream appropriate for direct steam generation may be produced by omitting the cooling phase and instead adding further heating to the geothermal fluid—through solar thermal collectors. In comparison to traditional ORC-based systems, the objective is to determine whether this strategy could result in increased efficiency.

METHODOLOGY

Two system designs were created, one based on a traditional hybrid ORC and the other other on a novel direct flash approach. Although both systems combine solar and geothermal energy, they use different thermodynamic approaches for energy conversion and heat transfer.

The hybrid system depicted in the diagram below functions using a traditional Organic Rankine Cycle (ORC). In this setup, the ORC loop's secondary working fluid is first heated by geothermal fluid. Additionally, the working fluid is superheated by a solar thermal system prior to its entry into the turbine. The system includes typical ORC components: a turbine, a water-cooled condenser, and a pump. It is assumed that the turbine and pump have isentropic efficiencies of 85%. Every component within the system is modeled as a steady-flow open system in the presence of thermodynamic equilibrium.

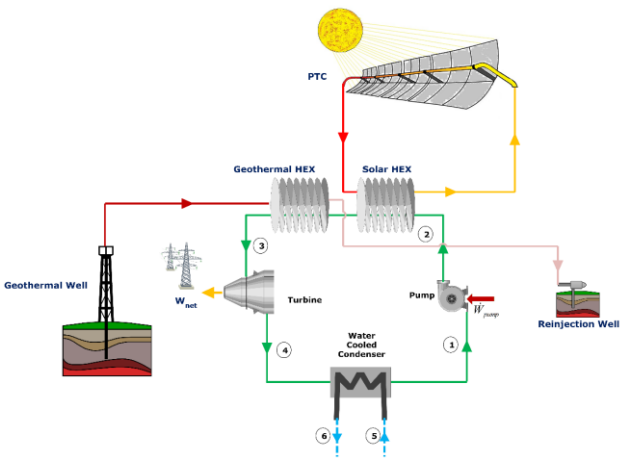


Figure 1. Schematic diagram of the geothermal-solar heat source with an Organic Rankine Cycle (ORC) for power generation. The system includes preheating, vaporization, and expansion, condensing and pumping processes.

In contrast, the second proposed system does not require a secondary cycle because geothermal water is heated and pressurized directly. Here, a pump is used to

pressurize liquid water to higher pressures, enabling it to reach higher temperatures inside the solar collector without going through a phase change. Because fouling and clogging problems are frequently linked to mineral-rich geothermal fluids, the design purposefully avoids vaporization inside the PTC. Rather, steam is produced and then directly expanded in the turbine through the use of flash separation following heating. Similar to the first system, 85% is assumed for the turbine's isentropic efficiency.

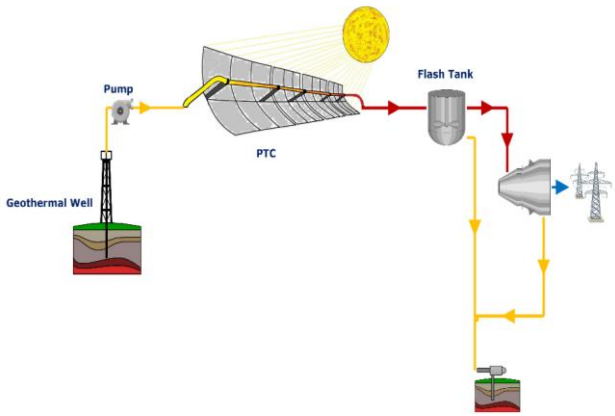


Figure 2. Layout of the alternative system employing direct solar heating and a flash process. This configuration uses solar energy to superheat the working fluid before expansion, eliminating the ORC cycle and relying on phase change and flash separation for energy conversion.

For both configurations, detailed thermodynamic analyses— Comprehensive thermodynamic analyses, including energy and exergy calculations, have been performed for each individual system component in both configurations. The Engineering Equation Solver (EES) program was used to conduct these analyses. The condenser, turbine, heat exchanger, and pump energy balance equations are shown in order, based on the system's specified state points.

Using Equation (1) (Çengel et al., 2011), the work input needed by the pump is determined.

$$\dot{w}_p = \frac{v_1 \left(P_2 - P_1 \right)}{\eta_p} \tag{1}$$

After calculating the pump work, the value of h_2 can be obtained by adding this work to h_1, as shown in Equation (2) (Çengel et al., 2011).

$$h_2 = h_1 + \dot{w}_p \tag{2}$$

The enthalpy equation for the heat transferred in the heat exchanger can be written as in Equation (3) (Çengel et al., 2011). A similar expression applies to the solar collector, with only the indices differing accordingly.

$$m_{geo} \left(h_5 - h_6 \right) = m_{wf} \left(h_3 - h_2 \right) \tag{3}$$

The turbine work is calculated by considering the isentropic efficiency of the turbine, using Equations (4) and (5) (Çengel et al., 2011).

$$\dot{w}_T = h_3 - h_4 \tag{4}$$

$$\eta_T = \frac{\dot{w}_T}{\dot{w}_{T,iso}} = \frac{h_3 - h_4}{h_3 - h_{4,s}} \tag{5}$$

The condenser is the last device to extract the cycle's waste heat. The computation uses the formula in Equation (6) (Çengel et al., 2011), much like in the heat exchanger instance.

$$m_{cooling,water} \left(h_8 - h_7 \right) = m_{wf} \left(h_4 - h_1 \right) \tag{3}$$

The parabolic trough collector (PTC) requires a more intricate computation, the specifics of which are not discussed here. Reference to the work by (Bellos & Tzivanidis, 2017) can be made for a thorough formulation.

RESULTS

This study proposed a system that uses solar collectors to directly heat a geothermal resource after it has been pressurized. Flash evaporation is then used to generate electricity. To evaluate the performance of the system, the effects of various parameters were investigated. These include how geothermal water temperature affects energy and energy efficiency and net work output, as well as how the quantity of solar collectors affects net power output. Furthermore, a graphic representation of the impact of varying levels of solar irradiance on system efficiency and power output was provided.

The first graph shows how the number of collectors affects net work output. As expected, a linear relationship is observed. The relationship between the number of collectors and the flow rate, however, is the main revelation. The water flow through the collectors was maintained at 0.1 kg/s in order to reach the required temperature levels. The collectors were connected in parallel. The vapor produced in the ORC could be superheated in the ORC-based system with about 84 solar collectors. However, when used to directly heat water, these 84 collectors correspond to a flow rate of only 8.4 kg/s. In the meantime, at least 1000 collectors are needed to meet the incoming geothermal water flow rate of about 100 kg/s. A power output of over 14 MW is achieved with such a configuration, as the graph illustrates, suggesting that the system is more solar-driven than geothermal. Therefore, dominance of solar input results in high power output.

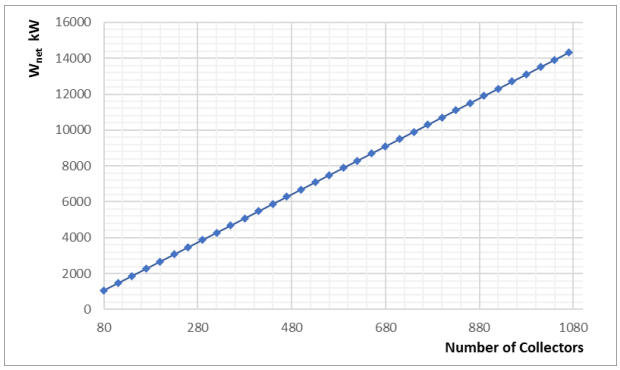


Figure 3. Variation of net power output with the number of solar collectors.

Variable geothermal water temperature raises the system's final temperature as well as the amount of energy that enters. Nevertheless, solar energy losses also rise as the temperature reaches moderately high levels. In spite of this, the superheated steam's quality rises, increasing the net power output. Overall, the output growth seems to be almost linear. However, only a small temperature range that is representative enough to capture seasonal and usage-related variations in geothermal water temperature is covered by this trend.

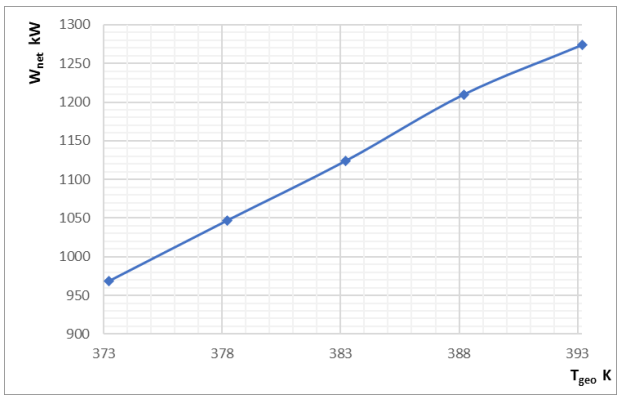


Figure 4. Variation of net power output with geothermal water temperature

The system's energy and exergy efficiencies vary according to the temperature of the geothermal water, as shown in another graph. Two distinct energy efficiency terms are shown in the figure. The useful heat obtained from solar energy is the basis for the definition of the first, designated Energy_1. This efficiency term only takes into account the useful portion of solar energy and the effective heat inputs from the geothermal source, ignoring solar energy losses. The second term, *Energy_2*, is defined based on the total incident solar irradiance on the collectors, along with the geothermal heat input. The total input energy appears larger because Energy_2 takes into account all of the incoming solar radiation, which lowers the efficiency value.

Energy and exergy efficiencies both rise with the temperature of the geothermal environment. On the other hand, the curves show a diminishing-return trend, meaning that the rate of increase slows. This is explained by the higher irreversibilities that arise at higher temperatures.

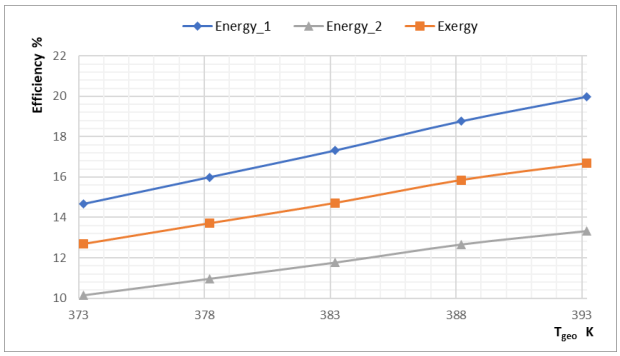


Figure 5. Variation of energy and exergy efficiencies with geothermal water temperature.

A different graph shows how net power output changes in relation to solar irradiance. As solar radiation increases, the net power output also increases. This increase, though, is part of a declining trend. This behavior is explained by the fact that higher temperatures brought on by increased irradiance also result in higher energy losses. It might be necessary to modify a number of system parameters, like raising the turbine inlet pressure, in order to achieve more significant gains in net power output after a certain irradiance level.

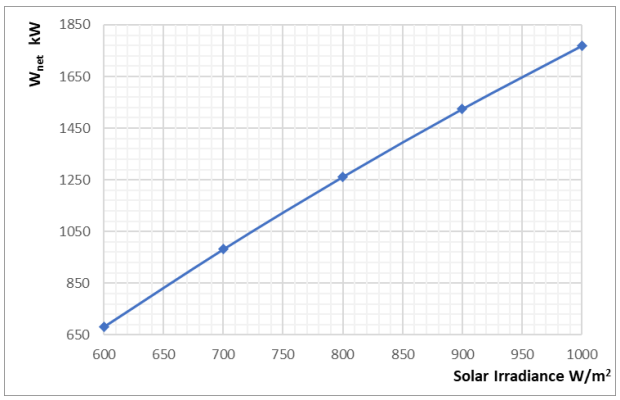


Figure 6. Variation of net power output with solar irradiance.

Energy efficiency variation with respect to solar irradiance was also investigated, in a manner similar to the relationship between geothermal temperature and system efficiency. As previously stated, Energy_1 only counts the geothermal heat input and the useful portion of solar heat as the total energy input. On the other hand, Energy_2 comprises both the geothermal heat input and the total incident solar radiation on the collector surface. Efficiency values are strongly influenced by solar irradiance. Almost double the energy efficiency is achieved when the irradiance is increased from 600 W/m² to 1000 W/m². In this graph, the parabolic curve with a decreasing slope is more visible. The difference between Energy_1 and Energy_2 in particular makes this trend very evident. Greater thermal losses from the collectors result from an increase in the temperature differential with the surrounding air as well as an increase in the temperature on the collector surface.

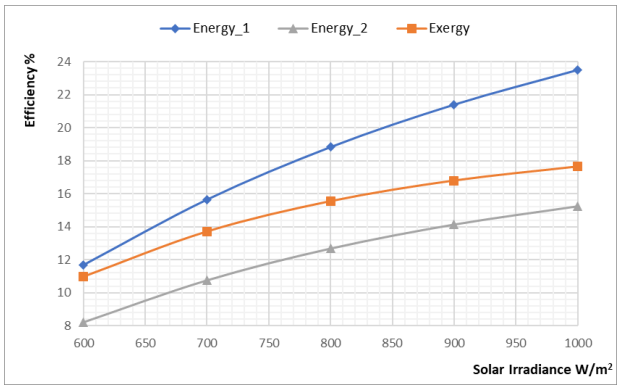


Figure 7. Variation of energy efficiencies (Energy_1 and Energy_2) with solar irradiance.

DISCUSSION

The analyses that were carried out offered a thorough assessment of the important factors influencing system performance. Net power output is linearly improved by increasing the number of collectors. However, more than a thousand collectors would be needed to adequately heat the 100 kg/s geothermal stream under the direct heating configuration taken into consideration in this study. As a result, the system becomes solar-based rather than primarily hybrid. According to this viewpoint, the system has a high potential for energy generation because its net power output is more than 14 MW. The standalone ORC plant that uses only geothermal energy can produce 2.76 MW (Yılmaz, 2020b), which is a significant improvement over this. Additionally, 84 solar collectors produced about 4 MW of power in our earlier hybrid ORC + solar system study. However, with the same number of collectors, the direct flash evaporation system under analysis can only heat 8.4 kg/s of water to the required temperature. This demonstrates the necessity of using economic prudence when implementing direct heating systems due to their high collector demand.

It was found that as solar irradiance and geothermal water temperature rise, so do energy and exergy efficiencies. However, because irreversibilities increase with temperature, the rate of improvement decreases. Similarly, increasing collector surface temperatures increase thermal losses, which restricts overall gains even though higher irradiance increases net power output.

By employing two distinct efficiency metrics—Energy_1 and Energy_2—the system's performance was evaluated from several angles. This dual-approach analysis made it abundantly evident how substantial collector losses are to overall efficiency.

These results clearly show that a realistic evaluation of the system necessitates a thorough techno-economic analysis in addition to thermodynamic evaluation. Factors such as levelized cost of electricity (LCOE), optimal number of collectors, capital and operational costs, and payback period will play a important role in evaluating the feasibility and competitiveness of such systems (Bejan et al., 1995). Future research should therefore include thermodynamic modeling and economic feasibility studies to guarantee a thorough analysis of system viability and performance.

SYMBOLS & INDICES

$\dot{w}$	Power & Work per second
v	Specific Volume
P	Pressure
η	Efficiency
h	Enthalpy
$\dot{m}$	Mass Flow Rate

SUBSCRIPTS & SUPERSCRIPTS

P	Pump
T	Turbine
wf	Working Fluid
geo	Geothermal Fluid
s	Isontropic State
iso	Isontropic Process
#	Number of State

REFERENCES

Bejan A., Tsatsaronis G., and Moran M. J., 1995, Thermal design and optimization, John Wiley & Sons.

Bellos E. and Tzivanidis C., 2017, A detailed exergetic analysis of parabolic trough collectors, Energy Conversion and Management, 149, 275-292.

Cengel Y. A., Boles M. A., and Kanoğlu M., 2011, Thermodynamics: an engineering approach, Vol. 5, p. 445, New York, McGraw-Hill.

Guler O. F., Sen O., Yilmaz C., and Kanoglu M., 2022, Performance evaluation of a geothermal and solar-based multi-generation system and comparison with alternative case studies: Energy, exergy, and exergoeconomic aspects, Renewable Energy, 200, 1517-1532. https://doi.org/10.1016/j.renene.2022.10.064

Kavadias K. A., Alexopoulos P., and Charis G., 2021, Solar-geothermal power plants, In Thermodynamic Analysis and Optimization of Geothermal Power Plants, pp. 131-152, Elsevier.

Lund J. W., Huttrer G. W., and Toth A. N., 2022, Characteristics and trends in geothermal development and use, 1995 to 2020, Geothermics, 105, 102522. https://doi.org/10.1016/j.geothermics.2022.102522

Sen O., Guler O. F., Yilmaz C., and Kanoglu M., 2021, Thermodynamic modeling and analysis of a solar and geothermal assisted multi-generation energy system,

Energy Conversion and Management, 239, 114186. https://doi.org/10.1016/j.enconman.2021.114186

Yılmaz C., 2020a, Performance evaluation of Afyon geothermal power plant with low grade energy sources, Konya Journal of Engineering Sciences, 8(3), 448-465. https://dergipark.org.tr/en/download/article-file/1273135

Yılmaz C., 2020b, Improving performance and thermo-economic optimization of an existing binary geothermal power plant: A case study, Isı Bilimi ve Tekniği Dergisi, 40(1), 37-51. https://dergipark.org.tr/tr/pub/isibted/issue/56376/781593

DENİZALTILARDA CO_2 TAHLİYESİNE YÖNELİK ENERJİ GERİ KAZANIM SİSTEMLERİNİN ÇOK KRİTERLİ DEĞERLENDİRİLMESİ: YENİLİKÇİ BASINÇ DEĞİŞTİRİCİ UYGULAMASI

Ömer ERDEMİR*, Levent ÇOLAK**
*Başkent Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Enerji Mühendisliği ABD,
06790 Etimesgut, ANKARA, omer.erdemir@mail.com
** Başkent Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü,
06790 Etimesgut, ANKARA, lcolak@baskent.edu.tr

Özet: Havadan Bağımsız Tahrik (HBT) sistemleriyle donatılmış denizaltılarda, mukavim tekne içi hidrojen üretimi sırasında ortaya çıkabilecek karbondioksitin (CO_2) güvenli, sessiz ve verimli şekilde tahliyesi, günümüzde önemli bir mühendislik sorunu olarak öne çıkmaktadır. Bu bağlamda, enerji geri kazanımına yönelik çeşitli yöntemler; teknik verimlilik, kompaktlık, iz profili, bakım gereksinimi ve entegrasyon kabiliyeti gibi çok sayıda kriter açısından karşılaştırmalı olarak analiz edilmiştir. 420 kWe gücünde yakıt hücresi esas alınarak gerçekleştirilen mühendislik hesapları ve Çok Kriterli Karar Verme (MCDM) yöntemine dayalı karar matrisi neticesinde, basınç eşanjörü (PX) teknolojisinin düşük enerji tüketimi ve yüksek entegrasyon kolaylığı sayesinde 89.3 puanla en uygun çözüm olduğu ortaya konmuştur. Elde edilen bulgular, denizaltı platformlarında CO_2 yönetimi için yenilikçi ve uygulanabilir bir yaklaşım sunmaktadır.
Anahtar Kelimler: Denizaltı, HBT (Havadan Bağımsız Tahrik), Enerji Kazanımı, Basınç Eşanjörü.

MULTI-CRITERIA EVALUATION OF ENERGY RECOVERY SYSTEMS FOR CO_2 DISCHARGE IN SUBMARINES: AN INNOVATIVE PRESSURE EXCHANGER APPLICATION

Abstract: In submarines equipped with Air-Independent Propulsion (AIP) systems, the safe, silent, and efficient discharge of carbon dioxide (CO_2) generated during on-board hydrogen production represents a critical engineering challenge. Within this study, various energy recovery methods have been comparatively analyzed according to a wide range of criteria, including technical efficiency, compactness, signature profile, maintenance requirements, and integration capability. Based on engineering calculations performed for a 420 kWe fuel cell and utilizing a Multi-Criteria Decision Making (MCDM) approach, it has been demonstrated that the pressure exchanger (PX) technology stands out as the most suitable solution, attaining a score of 89.3 due to its low energy consumption and high integration capability. The results of this research provide an innovative and applicable perspective for CO_2 management in submarine platforms.
Keywords: Submarine, AIP (Air-Independent Propulsion), Energy Recovery, Pressure Exchanger.

GİRİŞ

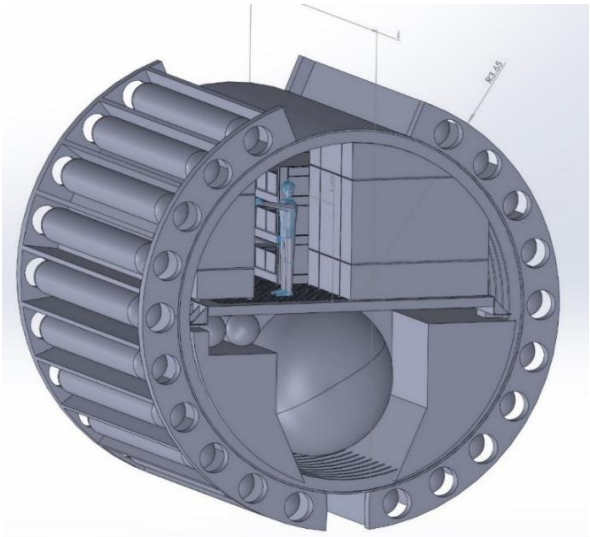
Nükleer olmayan denizaltılarda yaygın olarak kullanılan dizel-elektrik tahrik sistemleri, akülerin sınırlı kapasitesi nedeniyle denizaltının periskop seviyesine yükselmesini ve atmosferden hava alarak batarya şarjı yapmasını gerektirmektedir. Bu zorunluluk, askeri operasyonlarda gizliliğin korunması açısından önemli bir risk oluşturmaktadır. Son yıllarda, bu riski minimize etmek amacıyla denizaltılarda havadan bağımsız tahrik (HBT) sistemlerinin kullanımı yaygınlaşmıştır. HBT sistemleri sayesinde denizaltılar, uzun süre yüzeye çıkmadan görev yapabilmekte ve operasyonel etkinliklerini artırabilmektedir.

HBT teknolojileri arasında Walter türbini, kapalı devre dizel motor, kapalı devre buhar türbini, Stirling motoru ve özellikle yakıt hücresi tabanlı sistemler yer almaktadır. Yakıt hücresi tabanlı HBT sistemlerinde gemi içinde hidrojen üretimi söz konusu ise; hidrokarbon yada alkol bileşiklerinin yakılması sonucu ortaya çıkan ana ürün hidrojen ana atık ürün ise karbondioksittir. CO_2'nin güvenli, sessiz ve verimli bir şekilde denizaltıdan uzaklaştırılması önemli bir mühendislik problemi olarak

ortaya çıkmaktadır. Özellikle dalış halindeki bir denizaltıda saatte 150 kg'a kadar CO_2 üretilebilmekte ve bu miktarın ortamdan uzaklaştırılması kritik öneme sahiptir.

CO_2 tahliyesi için literatürde kimyasal absorpsiyon, mekanik tahliye ve gaz çözündürme gibi çeşitli teknikler önerilmiştir. Ancak, operasyonel kısıtlar ve enerji verimliliği göz önüne alındığında, CO_2 tahliyesi sırasında enerji geri kazanım yöntemleri ön plana çıkmaktadır. Bu bağlamda, özellikle basınç eşanjörü (PX) teknolojisinin düşük enerji tüketimi ve entegrasyon kolaylığı sayesinde öne çıktığı görülmektedir.

Bu çalışmada, reformer entegreli HBT sistemine sahip denizaltılarda oluşan CO_2'nin tahliyesine yönelik alternatif enerji geri kazanım yöntemleri teknik ve operasyonel kriterler çerçevesinde değerlendirilmiştir. Çok kriterli karar verme (MCDM) yaklaşımı ile yapılan analizlerde, sistemlerin teknik verimlilik, kompaktlık, iz profili, bakım gereksinimi ve entegrasyon kabiliyeti gibi faktörlere göre performansları karşılaştırılmıştır. Elde edilen bulgular, denizaltı platformlarında CO_2 yönetimi için özgün ve uygulanabilir bir çözüm sunulabileceğini göstermektedir.



Şekil 1. Denizaltı HBT Bölümü

METARYAL VE YÖNTEM

Değerlendirilen Enerji Geri Kazanım Sistemleri

Çalışmada, denizaltılarda CO_2 tahliyesine yönelik olarak farklı enerji geri kazanım yöntemleri incelenmiştir. Alternatif sistemler arasında; basınç eşanjörü (PX), Dual Work Exchanger Energy Recovery (DWEER), turboşarj (hydraulic turbocharger), enerji geri kazanım türbini (ERT), Pelton çarkı ve Francis türbini yer almaktadır. Her bir sistem, enerji verimliliği, sistem kompaktlığı, akustik ve termal iz, bakım gereksinimi ve teknik entegrasyon açısından değerlendirilmiştir. Özellikle PX tipi basınç değiştiriciler, yüksek enerji verimliliği ve kompakt yapısıyla dikkat çekmektedir.

Değerlendirme Kriterleri

Enerji geri kazanım sistemlerinin karşılaştırılmasında çok sayıda kriter göz önünde bulundurulmuştur. Temel değerlendirme kriterleri şunlardır:

- Enerji verimliliği: Sistemin sağladığı geri kazanım oranı
- Sistem kompaktlığı: Alan ve hacim ihtiyacı
- Akustik ve termal iz: Sistemin düşman tarafından tespit edilme olasılığı
- Bakım ve güvenilirlik: Sistem ömrü ve bakım kolaylığı
- Teknik entegrasyon: Mevcut altyapıya uyum
- Yatırım maliyeti ve operasyonel süre gibi ekonomik ve operasyonel faktörler

Her bir kriter, sistemin denizaltı operasyonlarındaki genel uygunluğunu belirlemede önemli rol oynamaktadır.

Çok Kriterli Karar Verme (MCDM) Yaklaşımı

Sistemlerin çok boyutlu karşılaştırılması için, enerji verimliliği, sistem kompaktlığı, gizlilik, bakım ve güvenilirlik, teknik karmaşıklık ve entegrasyon, ilk yatırım maliyeti ve operasyonel süre olmak üzere yedi ana kriter ve yirmi alt kriter belirlenmiştir. Her bir ana ve alt kritere, literatür ve uzman görüşlerine dayalı ağırlıklar atanmıştır (Tablo 1).

Tablo 1. Ana ve Alt Kriterler ile Ağırlıkları

Kriterler	Ağırlık (%)	Alt Kriterler	Ağırlık (%)
1. Enerji Verimliliği (EV)	18%	EV1 - Enerji Geri Kazanım Oranı	9%
		EV2 - Ekstra Güç Gereksinimi	5%
		EV3 - Yakıt Tüketimine Etkisi	4%
2. Sistem Kompaktlığı (SK)	18%	SK1 - Fiziksel Hacim	7%
		SK2 - Ağırlık	6%
		SK3 - Modülerlik ve Yerleşim Kolaylığı	5%
3. Gizlilik (Akustik ve IR İz) (GA)	18%	GA1 - Akustik İz	7%
		GA2 - Termal İz	7%
		GA3 - Manyetik İz	4%
4. Bakım ve Güvenilirlik (BG)	18%	BG1 - Tahmini Çalışma Ömrü	7%
		BG2 - Bakım Süresi ve Sıklığı	6%
		BG3 - Arıza Riski	5%

5. Teknik Karmaşıklık ve Entegrasyon (TK)	18%	TK1 - Mevcut Metanol Reformer Sistemi ile Uyumluluk	6%
		TK2 - Elektrik ve Kontrol Sistemine Uyumluluk	5%
		TK3 - Borulama ve Akış Sistemine Uyumluluk	4%
		TK4 - Ölçeklenebilirlik	3%
6. İlk Yatırım Maliyeti (İYM)	5%	İYM1 - Üretim Maliyeti	3%
		İYM2 - Kurulum Maliyeti	2%
7. Operasyonel Süre (O)	5%	O1 - Sürekli Çalışma Kapasitesi	3%
		O2 - Düşük Güç Modunda Çalışabilme Yeteneği	2%

Mühendislik Hesaplamaları

420 kWe gücünde yakıt hücresine sahip bir denizaltının 10 gün boyunca su altında kesintisiz çalışması halinde; hidrojen ihtiyacı, reformer kaynaklı CO_2 üretimi, CO_2'nin deniz suyunda çözündürülmesi ve tahliyesi ile enerji geri kazanım sistemi boyutlandırması hesaplanmıştır.

Hidrojen ve CO_2 Üretim Hesabı

- Yakıt hücresi gücü: 420 kW
- Verim: %50
- Hidrojenin düşük ısıl değeri (LHV): 33.3 kWh/kg

Anlık hidrojen tüketimi:

$$\dot{m}_{H_2} = \frac{\mathrm{P}}{\eta \text{ x } \mathrm{LHV}_{\mathrm{H_2}}} = \frac{420\ \mathrm{kW}}{0.50 \times 33.3\ \mathrm{kWh/kg}}$$

$$\dot{m}_{H_2} = 25.2\ \mathrm{kg/saat}$$

10 günlük operasyon için toplam hidrojen:

$$\dot{m}_{\mathrm{H_2}} = 25.2 \text{ x } 24 \text{ x } 10$$

$$\dot{m}_{\mathrm{H_2}}(\mathrm{toplam}) = 6048\ \mathrm{kg\ hidrojen}$$

Metanol reforming reaksiyonu:

$$\mathrm{CH_3OH + H_2O \rightarrow CO_2 + 3H_2}$$

CO_2 üretimi:

$$\dot{m}_{\mathrm{CO_2}} = 4200 \text{ x } 0.044$$

$$\dot{m}_{\mathrm{CO_2}} = 184.8\,\frac{\mathrm{kg}}{\mathrm{saat}}$$

$$\dot{m}_{\mathrm{CO_2}} = 184.8\,\frac{\mathrm{kg}}{\mathrm{saat}}\ x\ 24\ \frac{\mathrm{saat}}{\mathrm{gün}} = \ 4.44\ \frac{\mathrm{ton}}{\mathrm{gün}}$$

CO_2'nin Deniz Dışına Çıkarılması için Gerekli Enerji Hesabı

HBT sisteminde üretilen değerli enerjinin kaybedilmemesi için farklı mühendislik tasarımları değerlendirilmiştir. Özellikle 300 metre maksimum derinlikte faaliyet gösteren bir denizaltıda, CO_2'yi dışarı atmak için üç alternatif yöntem analiz edilmiştir.

Bir denizaltı platformunda düşük basınçta CO_2 çözündürmenin enerji kullanımı açısından daha avantajlı olduğu hesaplamalarla ortaya konmuştur. 300 m derinlikte, saatte 150 kg CO_2 üretimi yapan (2×10^5 Pa ve 293 K'de) bir denizaltı için yapılan hesaplamalar aşağıda sunulmuştur.

CO_2 için:
Rc = 189 J/(kg·K)
γ = 1,3
Sc = 0,000017 kg/(m3·Pa)

Alternatif 1:

2 bar CO_2'nin, 2 bar suda çözündürülüp 30 bar'da sıvı fazda atılması
Deniz suyu akışı gereksinimi:

$$\mathrm{Q} = \frac{150}{0.000017 \times 2 \times 10^5} = 44\ \mathrm{m^3/saat}$$

$$\mathrm{Q} = 0.0122\ \mathrm{m^3/s}$$

Pozitif deplasman pompası verimi = 0.9

Tüketilen güç:

$$\mathrm{P} = \frac{Q\ (\mathrm{P_{çıkış}} - \mathrm{P_{giriş}})}{\eta}$$

$$\mathrm{P} = \frac{0.0122 \times (30 - 2) \times 10^5}{0.9}$$

$$\mathrm{P} = 37.9\ \mathrm{kW}$$

Bu yöntem, yüksek güç tüketimi nedeniyle uygun değildir.

Alternatif 2:

2 bar CO_2'nin 30 bar'a sıkıştırılarak, 30 bar deniz suyunda çözünüp dışarı atılması
%70 verimli pozitif deplasmanlı bir kompresör için:

Tüketilen güç:

$$P = \frac{m_c}{0,7}\frac{\gamma}{\gamma-1}R_cT\left(\left(\frac{P_{çıkış}}{P_{giriş}}\right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}} - 1\right)$$
$$P = 12.4\ kW$$

Daha düşük güç tüketimi sağlasa da sistem karmaşıklığı ve yüksek güç ihtiyacı dezavantaj oluşturmaktadır.

Alternatif 3:

2 bar CO_2'nin, 2 bar suda çözündürülüp enerji geri kazanımlı platform dışı atılması
Deniz suyu akışı gereksinimi yine 0.0122 m³/s.
Enerji geri kazanım sistemi verimi = 0.9

Tüketilen güç:

$$P = 0.0122 \times (30 - 2) \times 10^5 \times (1 - 0.824)$$
$$P = 6\ kW$$

Bu alternatifte, mevcut ters osmoz tesislerinden alınan %82.4 verimle en uygun çözüm elde edilmiştir.

Tablo 1. CO_2'nin denizaltı dışına çıkarılması için alternatif yöntemler

Yöntem	Gerekli Güç	Sonuç
1	37.9 kW	Yüksek güç tüketimi nedeniyle uygun değildir
2	12.4 kW	Karmaşıktır ve hala yüksek güç ihtiyacı bulunmaktadır
3	6 kW	Ters ozmoz prosesleri için geliştirilen sistem ile gerçekleştirilebilir

Membran Kontaktör ve Deniz Suyu Debisi Hesabı

CO_2 çözünürlüğü (20°C, atmosfer basıncı): 1.45 kg/m³

Günlük CO_2 çözündürülmesi gereken su hacmi:

$$V_{su} = \frac{4435.2}{1.45} = 3059.4\ m^3/gün$$

Saatlik su ihtiyacı:

$$V_{su}(saatlik) = \frac{3059.4}{24} = 127.5\ m^3/saat$$

Tasarımda soğuk su, düşük pH ve yüksek basınç çözünürlüğü artırır; daha büyük membran yüzeyi daha az su ile daha fazla CO_2 transferi sağlar.

Basınç Eşanjörü (PX) Boyutlandırma

Debi gereksinimi: 128 m³/saat (0.0356 m³/s)

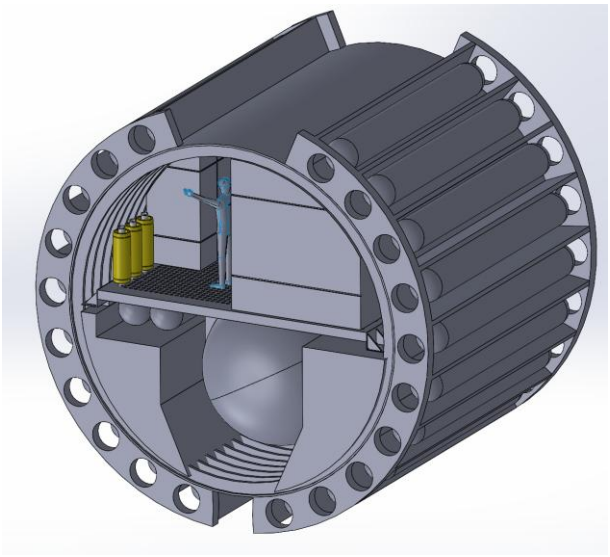
Kanal hacmi ve çapı: Hesaplanan minimum çap: 17.3 mm

En az 3 paralel PX-260 ünitesi gereklidir (her biri 59 m³/saat kapasiteli)

Çıkışta pompanın hidrostatik basınca karşı ilave olarak sağlaması gereken fark:

$$P = \frac{Q \times \Delta P}{\eta} = \frac{0.03556 \times 1.5 \times 10^5 Pa}{0.867}$$

$$P = \frac{5334}{0.867} = 6152\ W = 6.15 kW$$



Şekil 2. Basınç Değiştirici Entegre Edilmiş Denizaltı HBT Bölümü

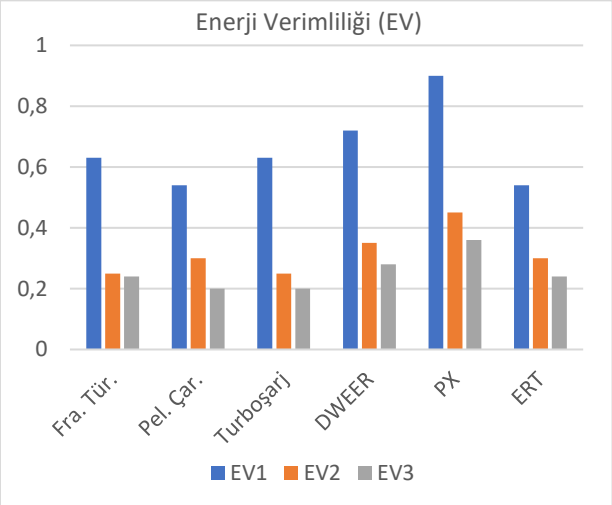
BULGULAR VE TARTIŞMA

Alternatif Sistemlerin Kriterlere Göre Performansları

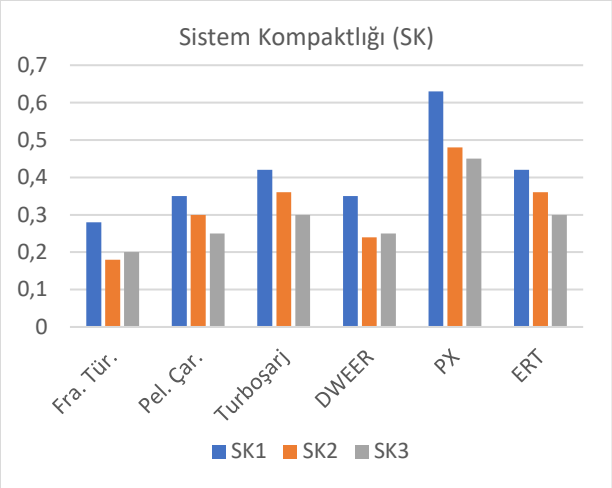
Çok kriterli karar analizi sonucunda, değerlendirilen enerji geri kazanım sistemleri; enerji verimliliği, kompaktlık, akustik iz, bakım ihtiyacı, entegrasyon kabiliyeti, maliyet ve operasyonel süre gibi kriterler açısından karşılaştırılmıştır. Analiz sonuçlarına göre PX (basınç eşanjörü) sistemi, 89,3 toplam puan ile en yüksek performansı göstermiştir. Diğer sistemler ise (DWEER, turboşarj, ERT, Pelton çarkı, Francis türbini) çeşitli avantaj ve dezavantajlara sahip olmakla birlikte, toplam puan açısından PX'in gerisinde kalmıştır. Özellikle PX'in enerji verimliliği, kompakt yapısı ve düşük akustik iz gibi kritik parametrelerde öne çıktığı görülmüştür.

Tablo 2. Enerji geri dönüşüm sistemileri puanları

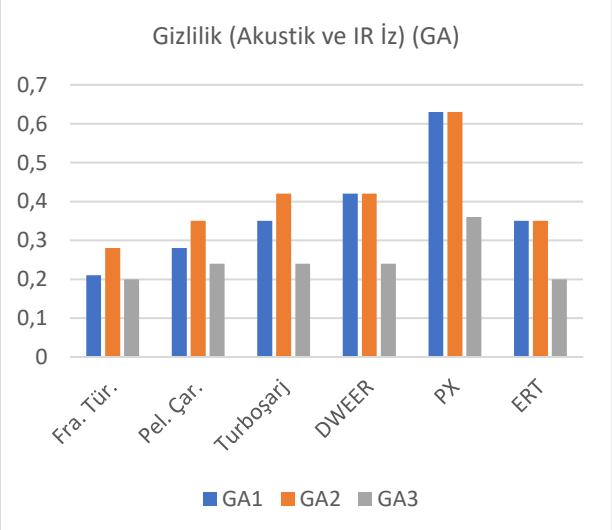
Sistem	Toplam Skor
PX	89.3
DWEER	61
Turboşarj	58.8
ERT	58.2
Pelton Çarkı	52.9
Francis Türbini	47.9



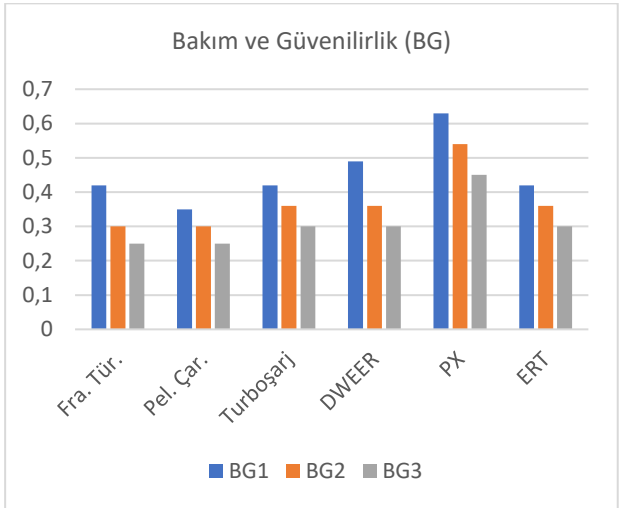
Şekil 3. Enerji verimliliği (EV) alt kriterlerine göre enerji geri kazanım sistemlerinin karşılaştırılması



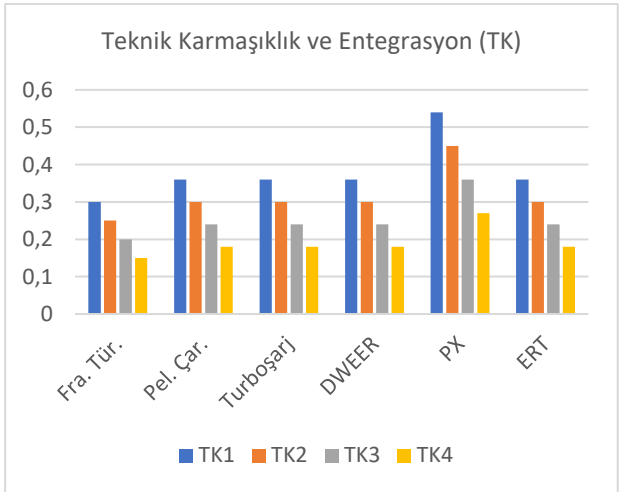
Şekil 4. Sistem kompaktlığı (SK) alt kriterlerine göre enerji geri kazanım sistemlerinin karşılaştırılması



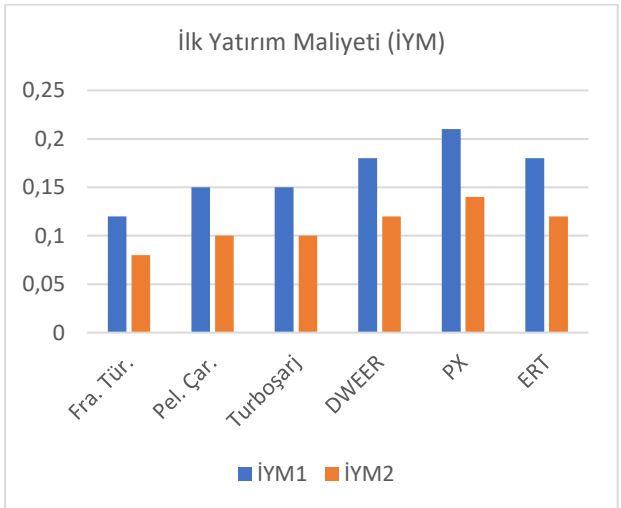
Şekil 5. Gizlilik (GA) alt kriterlerine göre enerji geri kazanım sistemlerinin karşılaştırılması



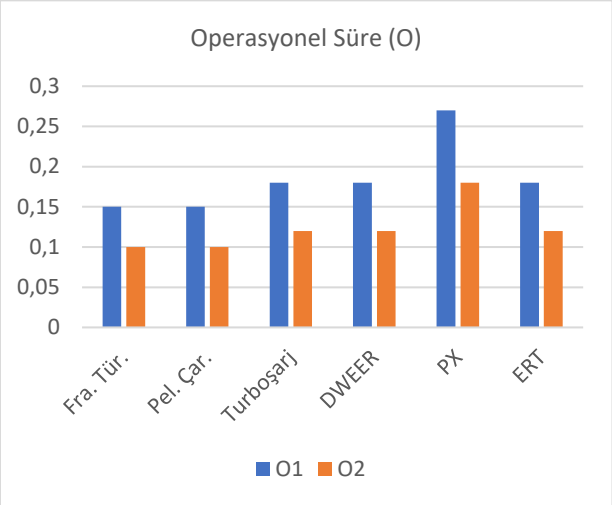
Şekil 6. Bakım ve Güvenilirlik (BG) alt kriterlerine göre enerji geri kazanım sistemlerinin karşılaştırılması



Şekil 7. Teknik Kramaşıklık ve Entegrasyon (TK) alt kriterlerine göre enerji geri kazanım sistemlerinin karşılaştırılması



Şekil 8. İlk Yatırım Maliyeti (İYM) alt kriterlerine göre enerji geri kazanım sistemlerinin karşılaştırılması



Şekil 9. Operasyonel Süre (O) alt kriterlerine göre enerji geri kazanım sistemlerinin karşılaştırılması

Basınç Eşanjörü (PX) Teknolojisinin Değerlendirilmesi

Basınç eşanjörü (PX) sistemi, %95'in üzerinde enerji geri kazanım verimliliği, kompakt tasarımı, düşük bakım gereksinimi ve uzun ömrü ile denizaltı ortamında öne çıkmaktadır. Seramik bileşenlerin kullanıldığı rotor mekanizması sayesinde düşük sürtünme ve yüksek dayanıklılık sağlanmakta, böylece operasyonel güvenilirlik artırılmaktadır. Endüstriyel ölçekteki testlerde de %96'nın üzerinde enerji verimliliği elde edilmiştir. PX teknolojisinin, diğer enerji geri kazanım sistemlerine göre sunduğu düşük enerji tüketimi ve kolay entegrasyon gibi avantajlar, denizaltı operasyonlarında CO_2 tahliyesi için en uygun çözüm olmasını sağlamaktadır.

SONUÇLAR

Bu çalışmada, havadan bağımsız tahrik (HBT) sistemine sahip denizaltılarda oluşan CO_2'nin tahliyesine yönelik alternatif enerji geri kazanım yöntemleri çok kriterli karar analizi (MCDM) yaklaşımıyla karşılaştırılmıştır. Teknik verimlilik, kompaktlık, iz profili, bakım gereksinimi ve entegrasyon kabiliyeti gibi çeşitli kriterler dikkate alınarak yapılan değerlendirmede, PX (basınç eşanjörü) teknolojisi tüm parametreler açısından üstün performans göstermiş ve 89,3 toplam puanla en uygun sistem olarak belirlenmiştir.

PX sistemlerinin %95'in üzerinde enerji geri kazanım verimliliği, düşük akustik iz, kompakt yapı ve düşük bakım gereksinimi gibi avantajları, denizaltı operasyonlarında CO_2 yönetimi için yenilikçi ve uygulanabilir bir çözüm sunmaktadır. Elde edilen sonuçlar, PX teknolojisinin mevcut ve gelecek nesil denizaltı platformlarında enerji verimliliğini artırmada önemli katkılar sağlayacağını göstermektedir.

Gelecekte, PX teknolojisinin farklı denizaltı tiplerinde saha entegrasyonu ve uzun dönemli operasyonel performansının deneysel ve sayısal çalışmalarla detaylı biçimde incelenmesi önerilmektedir.

SEMBOLLER

P	Güç [W (Watt)]
Q	Hacimsel debi [m³/s]
η	Verim
Rc	CO_2 için özgül gaz sabiti [J/(kg·K)]
γ	Adyabatik katsayı
T	Mutlak sıcaklık [K]
Sc	CO2'nin çözünürlüğü [kg/(m³·Pa)]
M	Kütle debisi [kg/s]
Pgiris	Giriş basıncı [Pa]
Pcıkıs	Çıkış basıncı [Pa]
ΔP	Basınç farkı [Pa]
Vsu	Su hacmi [m³]
LHV	Hidrojenin düşük ısıl değerik [Wh/kg]
PX	Basınç değiştirici (Pressure Exchanger)
DWEER	Dual Work Exchanger Energy Recovery
ERT	Energy Recovery Turbine

KAYNAKLAR

Başhan V., 2022, Comparative evaluation and selection of submarines with air-independent propulsion system, *Int. J. Hydrogen Energy*, 47(86), 36659–36671.

Casas Alcaide P. A., 2012, *Eliminación de dióxido de carbono en la propulsión de submarinos*, M.S. Thesis, Univ. Politécnica de Madrid, Madrid, Spain.

Das A., Beni A. N. and Warsinger D. M., 2024, Trajectory optimization for temporally multi-staged batch counterflow reverse osmosis, *Desalination*, 575, 118650.

Das A., Rao A. K., Alnajdi S. and Warsinger D. M., 2024, Pressure exchanger batch reverse osmosis with zero downtime operation, *Desalination*, 574, 117121.

Depetro A., Gamble G. and Moinuddin K., 2021, Fire safety risk analysis of conventional submarines, *Appl. Sci.*, 11(6), 1–32.

Elhashimi-Khalifa M. A., Deshmukh A., Deshpande C. and Maples G., 2025, A comprehensive modeling approach for intricate bearing flows within a rotary energy recovery device, *Renew. Sustain. Energy Rev.*, 213, 115467.

Huang B., Pu K., Wu P., Wu D. and Leng J., 2020, Design, selection and application of energy recovery device in seawater desalination: a review, *Energies*, 13(6).

Jung S. K., Cha W. S., Park Y. I., Kim S. H. and Choi J., 2020, Conceptual design development of a fuel-reforming system for fuel cells in underwater vehicles, *Energies*, 13(8).

Krummrich S. and Llabrés J., 2015, Methanol reformer – The next milestone for fuel cell powered submarines, *Int. J. Hydrogen Energy*, 40(15), 5482–5486.

Krummrich S., Tuinstra B., Kraaij G., Roes J. and Olgun H., 2006, Diesel fuel processing for fuel cells-DESIRE, *J. Power Sources*, 160(1), 500–504.

Stolten D. and Emonts B., 2016, *Hydrogen Science and Engineering: Materials, Processes, Systems and Technology*, Vol. 1–2, Wiley-VCH, Weinheim, Germany.

Stover R. and Martin J., 2009, Titan PX-1200 energy recovery device – Test results from the Inima Los Cabos, Mexico, seawater RO facility, *Desalin. Water Treat.*, 3(1–3), 179–182.

Wang Y. and Morosuk T., 2025, Exergetic efficiency of reverse osmosis desalination systems: Definitions and discussions, *J. Energy Resour. Technol.*, 1, 1–11.

AY YÖRÜNGESİ UYGULAMALARI İÇİN UZAY ARACININ ISIL TASARIMI VE YÖRÜNGE DİNAMİĞİNE BAĞLI OLARAK ISIL ANALİZLERİN GERÇEKLEŞTİRİLMESİ

Hilmi SUNDU*[1,2], Nureddin DİNLER [*3], Nedim SÖZBİR [*4]

*[1] Gazi Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Makina Mühendisliği Bölümü Ana Bilim Dalı Ankara, Türkiye, hilmi.sundu1@gazi.edu.tr

*[2] Tübitak Uzay Araştırma Enstitüsü, Çankaya, Ankara, Türkiye, hilmi.sundu@tubitak.gov.tr

*[3] Gazi Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü Ana Bilim Dalı Ankara, Türkiye, ndinler@gazi.edu.tr

*[4] Düzce Üniversitesi, Rektör, Düzce, Türkiye, nedimsozbir@duzce.edu.tr

Özet: Günümüzde uzay araçlarına ve derin uzay araştırmalarına olan ilginin günden güne artmasıyla beraber yörüngede faaliyet gösteren uydu sayısı da her geçen gün artmaktadır. Ay araştırma görevleri bu kapsamda son derece önemli hale gelmiştir. Uzay aracının ısıl tasarım ve operasyon süreçlerinde, aracın ısıl performansının değerlendirilmesi kritik bir adım olarak öne çıkmaktadır. Ay'ın zorlu çevresel koşulları, özellikle ısıl koşullar, aracın işlevselliği ve uzun süreli dayanıklılığı üzerinde doğrudan etkili olacaktır. Uzay aracının alt sistemlerinde yer alan ve farklı isterlere sahip elektronik ekipmanlarını istenilen asgari ve azami çalışma sıcaklığında görev ömrü boyunca çalışmasını garanti edilmelidir. Bununla beraber Transfer yörüngesindeki ısıl senaryolar, aracın Dünya'dan Ay'a doğru yol alırken geçeceği farklı bölgelerdeki ısıl etkileri analiz etmeyi gerektirir. Ayrıca, aracın Ay yörüngesine girmesiyle birlikte karşılaşacağı ısıl yükler ve bu yüklerin yönetilmesi, tasarım sürecinin en önemli unsurlarından biridir. Transfer yörüngesinde, uzay aracı hem Dünya'nın hem de Ay'ın etkisi altındadır. Bu süreç, uzay aracının güneş ışınımına maruz kalma, Dünya'nın gölgesine girme ve Ay'ın yörüngesine girişteki farklı ısıl koşullara karşı dayanıklı olmasını gerektirir. Ay'a ulaştığında, uzay aracı Ay'ın ısıl koşullarına doğrudan maruz kalır. Ay yüzeyinin zorlu çevresi, aracı hem gece-gündüz döngüsüne hem de mevsimsel değişimlere karşı savunmasız bırakır. Bu makalede, Ay yörüngesinde görev alacak yörünge uzay aracının her iki yörüngede karşılaşacağı farklı ısıl koşulları ele alıp değerlendirerek, çevresel ısıl yüklerin yönetilmesi için önerilen çözüm yollarını sunmaktadır. Ayrıca bu yükler doğrultusunda gerçekleştirilen pasif ve aktif ısıl tasarım yaklaşımları incelenmektedir. Aynı zamanda sistemin ısıl tasarımını şekillendiren sayısal yöntem yoluyla bir dizi ısıl analiz senaryolarını içermektedir. Isıl tasarım ve analiz faliyetleri ve yörünge çevresel ısıl yükleri Thermica V.4.9.4 yörünge ışınım yazılımı programında gerçekleştirilmiştir. Bu ısıl analizler yardımıyla aracın görev süresince sıcaklık sonuçları değerlendirilmiştir. Bu bağlamda yörüngedeki görevler için etkili bir termal yönetim stratejisi geliştirmek, uzay aracı ısıl tasarımında başarı için belirleyici olacaktır. Çalışmanın en temel amacı ise hem mühendislik tasarım sürecine akademik olarak katkı sunmak hem de gelecekteki Ay görevleri için referans bir termal tasarım metodolojisi geliştirmektir.

Anahtar Kelimler: Yörünge uzay aracı, ısı transferi, ısıl tasarım, Thermica, Monte Carlo Işın İzleme Metotu

THERMAL DESIGN OF A SPACECRAFT FOR LUNAR ORBIT APPLICATIONS AND IMPLEMENTATION OF THERMAL ANALYSES IN RELATION TO ORBITAL DYNAMICS

Abstract: With the growing global interest in spacecraft and deep space exploration, the number of satellites operating in orbit is steadily increasing. Within this context, lunar exploration missions have become critically important. In the thermal design and operational phases of a spacecraft, evaluating the thermal performance of the system stands out as a crucial step. The harsh environmental conditions of the Moon—particularly thermal conditions—directly affect the functionality and long-term durability of the spacecraft. It must be ensured that all electronic components in the spacecraft's subsystems, each with their own specific requirements, can operate throughout the mission within their defined minimum and maximum temperature limits. Additionally, thermal

scenarios during the transfer orbit require analysis of the thermal effects encountered in different regions as the spacecraft travels from Earth to the Moon. Once the spacecraft enters lunar orbit, the thermal loads it will encounter and the management of these loads become some of the most critical aspects of the design process. In the transfer orbit, the spacecraft is influenced by both Earth and the Moon. This phase requires the spacecraft to withstand exposure to solar radiation, Earth's shadowing, and the varying thermal conditions during lunar orbit insertion. Upon arrival at the Moon, the spacecraft is directly exposed to the lunar thermal environment. The Moon's harsh surface conditions leave the spacecraft vulnerable to extreme day-night temperature cycles and seasonal variations.This paper evaluates the different thermal conditions that an orbital spacecraft will face in both transfer and lunar orbits and proposes solutions for managing environmental thermal loads. Both passive and active thermal control approaches implemented in response to these loads are examined. Furthermore, the study includes a series of thermal analysis scenarios conducted using numerical methods that shape the system's thermal design. Thermal design and analysis activities, along with environmental thermal load simulations, were carried out using the Thermica V.4.9.4 orbital radiation software. The temperature results throughout the mission were evaluated with the help of these thermal analyses. In this regard, developing an effective thermal management strategy for orbital missions will be a key factor in the success of spacecraft thermal design. The primary aim of this study is to contribute academically to the engineering design process and to establish a reference thermal design methodology for future lunar missions.

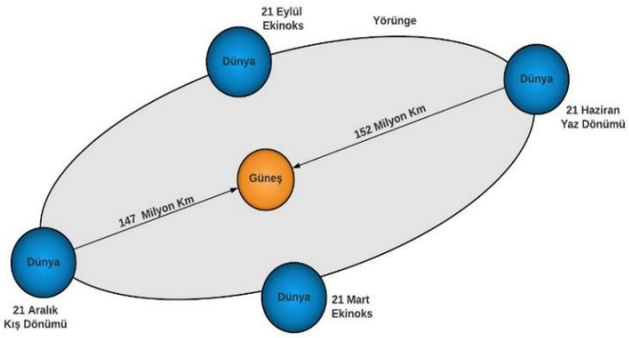
Keywords: Spacecraft, Heat Transfer, Thermal Design, Thermica, Monte Carlo Ray Tracing

GİRİŞ

Son yıllarda uzay araştırmaları, derin uzay görevleri için büyük önem kazanmıştır. Yakın çevremizdeki gök cisimlerinin incelenmesi, evrenin daha iyi anlaşılması ve gelecekteki insanlı keşifler için temel bilgiler sağlamaktadır. Birçok ülke, farklı amaçlarla çeşitli uzay programları yürütmekte ve uzayda yeni keşifler yapmayıhedeflemektedir(Crawford,2014;ISECG2023) Ancak Ay'a uzay aracı göndermek kendi içinde birçok zorluk taşımaktadır. Ay yörüngesi, Dünya yörüngesine kıyasla çok daha sert ve değişken ısıl çevresel koşullara sahiptir (Consep vd, 2005). Bu yörüngede görev yapacak bir uzay aracının maruz kalacağı ısıl yükler; doğrudan güneş ışınımı, Ay yüzeyinden yansıyan kısa dalga albedo radyasyonu, Ay yüzeyinin yaydığı uzun dalga termal radyasyon ve derin uzaydan gelen arka plan radyasyonu gibi çeşitli kaynaklardan oluşur. Ayrıca, Ay'ın eşzamanlı dönüşü nedeniyle, yörünge periyoduna bağlı olarak araç uzun süreli güneş ışığına veya karanlıkta kalmaya maruz kalabilir; bu da yüzey sıcaklıklarında büyük dalgalanmalara neden olur. Bu karmaşık çevresel koşullar, uzay aracının yapısal, elektronik ve termal denge gereksinimleri açısından önemli bir tasarım girdisi oluşturur. Bu nedenle, uzay aracının görev süresi boyunca karşılaşacağı çevresel ısıl yüklerin nicel olarak doğru bir şekilde hesaplanması kritik öneme sahiptir. Bu hesaplamalar, ısıl kontrol sisteminin tasarımı, malzeme seçimi ve bileşenlerin yerleşimi gibi temel mühendislik kararlarını doğrudan etkiler. Söz konusu yüklerin modellenmesi ve simülasyonu doğrultusunda, uzay aracının ısıl performansını değerlendirmek amacıyla çeşitli görev senaryoları ve yörünge konfigürasyonları altında durum analizleri gerçekleştirilecektir. Bu analizler, hem pasif hem de aktif ısıl kontrol stratejilerinin belirlenmesinde temel teşkil edecek ve Ay yörüngesinde güvenli, kararlı ve verimli bir görev yürütülmesine olanak sağlayacaktır.

Uzay Aracına Isıl Çevresel Yüklerin Etkisi

Dünya'nın Güneş etrafındaki eliptik yörüngesi, yıl içerisindeki güneş ışınımının Dünya yüzeyine ulaşan miktarında dönemsel değişimlere neden olmaktadır. Güneş'e en yakın konum olan en beri (perigee) noktasında (bu kuzey yarım kürede kış gündönümüne (21 Aralık) tekabül etmektedir. Gelen güneş akısı maksimum düzeye ulaşmakta ve 1414 ± 5 W/m² olarak ölçülmektedir. Buna karşılık, Dünya'nın Güneş'ten en uzak konumu olan en öte (apogee) noktasında (yaz gündönümünde (yaklaşık 21 Haziran) söz konusu akı minimum düzeye inmekte ve yaklaşık 1317 ± 5 W/m² olmaktadır (Sundu, Döner, 2020).



Şekil 1. KYK'de dünyanın mevsimsel olarak güneşe göre konumları

Uzay aracı yüzeylerine gelen toplam güneş ışınım miktarı Eş.(1) ile ifade edilen formül ile hesaplanabilir.

$$Q_{\text{güneş}} = \alpha^s * A^s * F * q_{\text{güneş}} * \cos(\theta) \quad (1)$$

Burada, A^s panel alanı, α^s soğurganlık, F görüş faktörü, $\cos(\theta)$ güneş vektörü ile panel arasındaki açıdır. Gelen güneş ışınımının bir bölümü, Dünya

atmosfer ve yüzeyi tarafından yansıtılarak tekrar uzaya gönderilir. Bu yansıtma oranı albedo olarak adlandırılmakta olup, nominal değeri güneş ışınımının yaklaşık %30 ± 10'u düzeyindedir. Bu oran, Ancak albedo değeri sabit olmayıp, yüzey örtüsü, bulutluluk durumu ve atmosferik bileşenlere bağlı olarak yer ve zamana göre önemli farklılıklar gösterebilir. Eş.(2) ile ifade edilen formül ile hesaplanabilir.

$$Q_{albedo} = q_{güneş} * A^s * a * F * \alpha^s \quad (2)$$

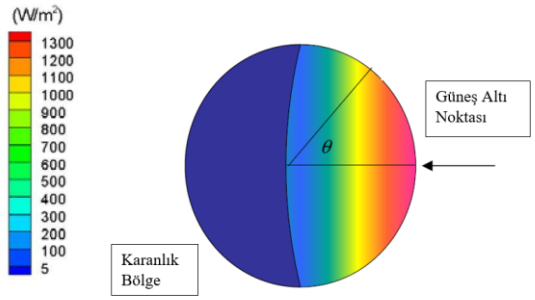
Burada, a albedo katsayısını temsil etmektedir. (%)
Dünya, aldığı kısa dalga güneş ışınımının bir kısmını, kendi sıcaklığına bağlı olarak uzun dalga boylu kızılötesi (IR) radyasyon şeklinde yeniden yaymaktadır. Dünya yüzeyinden yayılan ortalama termal ışınım olan 237 ± 21 W/m² temel alınarak tanımlanmaktadır. Dünya'nın sıcaklığı mevsimsel olarak -27°C ile -17°C arasında değişmektedir. Eş.(3) ile ifade edilen formül ile hesaplanabilir.

$$Q_{dünya} = \sigma * T_E^4 * F * A^s * \varepsilon_{IR} \quad (3)$$

Burada , ε_{IR} kızılötesi yayıcılık değerini ifade ederken, T_E Dünyanın sıcaklığını temsil eder.

Ay Yörüngesi Isıl Ortamı ve Uzay Aracına Etkisi

Ay ortamı, özgün termal karakteristikleri nedeniyle hem yüzey görevleri hem de yörünge operasyonları açısından son derece zorlu bir ısıl tasarım gereksinimi ortaya koymaktadır. Ay'ın Dünya'ya nazaran çok farklı bir termal çevreye sahip olmasının başlıca nedenleri arasında, atmosferinin olmaması, yavaş dönme periyodu ve yüzeyinin düşük ısıl iletkenliğe sahip regolit tabakasıyla kaplı olması yer almaktadır. Ay, yaklaşık 29.5 Dünya günü süren bir sinodik döneme sahiptir. Bu durum, Ay yüzeyinin yaklaşık iki hafta boyunca sürekli Güneş ışığına maruz kalması ve ardından iki hafta süren bir gece dönemi geçirmesi anlamına gelir. Bu uzun süreli gündüz/gece döngüsü, yüzeyde büyük sıcaklık dalgalanmalarına neden olur. Güneş ışığı alan bölgelerde sıcaklıklar 390K (yaklaşık 120°C) seviyesine kadar çıkabilirken, gece tarafında bu değer 90K (-183°C) seviyesinin altına düşebilmektedir.



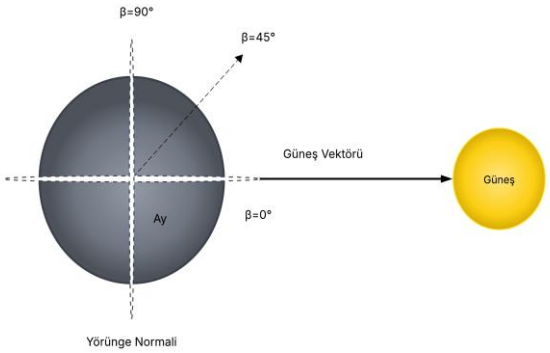
Şekil 2. Ay Yüzeyi Infra Red (IR) Kızıl ötesi Işınım Miktarı

Alçak Ay yörüngesinde (Low Lunar Orbit, LLO) dönen bir araç, alt-Güneş noktası üzerinden geçerken hem doğrudan Güneş ışınımına hem de Ay yüzeyinden yayılan kızılötesi (IR) radyasyona maruz kalır. Ay'ın sıcaklığından kaynaklı kızılötesi ışınım miktarı Eş.(4) ile hesaplanır.

$$\dot{q}''_{IR} = [(C_1 - C_2) * \cos(\beta) * \cos(\theta)] \quad (4)$$

C_1 = Güneş altı noktası en yüksek ışınım akısı (W/m²)
C_2 = Karanlık Bölge en düşük ışınım akısı (W/m²)
θ = Güneş altı noktasıyla yapılan açı

Yüksek ısı akısı geldiği durumlarda radyatör yüzeylerinin soğutma kapasitesini sınırlar ve ısıl yüklemeyi artırır. Ayrıca, Ay'ın gölge tarafına geçen bir yörüngede, Güneş ışığının yokluğunda sıcaklıklar hızla düşer; bu da araç sistemlerinin sürekli olarak termal dengeleme ihtiyacını ortaya çıkarır. Ay yörüngesindeki uzay araçlarını etkileyen başka bir parametre ise beta açısıdır. Beta açısı, Ay'ın yörünge normali ile güneş vektörü arasındaki açı olarak tanımlanmaktadır. Ay yüzeyindeki herhangi bir noktanın, güneşe olan açısını ifade eder. Şekil 3'te beta açısının yörüngedeki pozisyonu gösterilmiştir.



Şekil 3. Yörünge normali ve beta açısının konfigüraysonu

Uzay Aracının Matematiksel Modeli ve Sayısal Çözüm Metodu

Analitik çözümler ile karmaşık uzay aracı geometrisinde istenilen hassasiyette sonuca ulaşılması mümkün olmadığından, uzay aracının ve ekipmanların sıcaklık dağılımlarının tespiti adına en güvenilir ve en hızlı çözüm sayısal yöntemler ile elde edilmektedir . Uzayda havanın olmamasından dolayı taşınımla ısı transferi ihmal edilerek enerji denklemi en genel haliyle aşağdaki Eş. (5)'teki gibi yazılabilir (Sundu ve Döner,2020).

$$-\nabla . q''_C - \nabla . q''_R + q''' = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (5)$$

Denklemin sol tarafındaki ilk terim $-\nabla.q''_C$ uzay aracı ve ekipmanlar arasında iletim yoluyla gerçekleşen ısı transferini temsil ederken, ikinci terim $-\nabla.q''_R$ birim hacimde gerşekleşen ışınmşla ısı tranferini temsil etmektedir. Burada q''' birim hacimde uzay aracındaki ekipmanların tükettiği ısı miktarı ve ısıl çevresel yüklerin toplamı iken, C_p ısı sığasını temsil etmektedir.

İletimle Isı Transferinin Matematiksel Modellenmesi

Üç boyutlu zamana bağlı ısı iletim denkleminde kartezyen kordinat sistemi (*x*, *y*, *z*) için uygulandığında Eş.(6) denklemi elde edililir.

$$\frac{\partial}{\partial x}\ k_x.\frac{\partial T}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial y}\ k_y.\frac{\partial T}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial z}\ k_z.\frac{\partial T}{\partial t} = \nabla.q''_C \qquad (6)$$

Burada ortotropik malzemeler için k_x, k_y ve k_z iken izantropik malzemeler için ısı iletim katsayıları her eksende birbirine eşittir.İzantropik malzemeler için ısıl iletkenlik katsayıları her eksende eşittir.

$k_x = k_y = k_z = k$

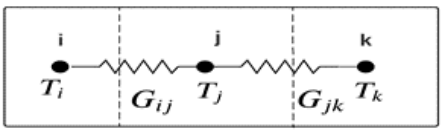
i ve j cisimleri temas etmesiyle meydana gelen iletimlısı transferi Eş.(7) gibi yazılabilir.

$$Q_{i\to j} = \frac{k_{ij}\, A_{ij}\, (T_i - T_j)}{L_{ij}} \qquad (7)$$

mesafedir. İfade aynı zamanda Eş.(8) gibi yazılabilir.

$$Q_{i\to j} = GL_{i\to j}\,(T_i - T_j) \qquad (8)$$

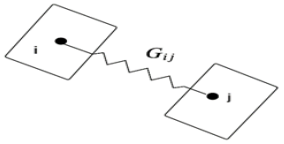
$GL_{i\to j}$ cisimler arasındaki doğrusal iletim konduktörü olup birimi W/K'dir.



Şekil 4. Düğümler arasında iletimle ısı transferinin gösterimi

Işınımla Isı Transferinin Matematiksel Modellenmesi

Yörüngede uzay aracı ile uzay arasında en baskın ısı transferi ışınım yoluyla gerçekleşmektedir. Uzay aracına gelen enerji miktarı hesaplanırken difuz, gri ve opak yüzeyler olarak düşünülerek bir yüzeyde soğurulan enerji olarak hesaplanabilir. Bu yaklaşımdaki esas mantık *i* yüzeyinden ayrılan ışınım kesri γ_{ij} ile *j* yüzeyine ulaşan ışınımı bulabilmektir. Burada *i* yüzeyinden yayılan enerji kesri *j* yüzeyi tarafından emilmektedir.



Şekil 5. Düğümler arasında ışıma ile ısı transferinin gösterimi

Kapalı bir ortamda i yüzeyinden j yüzeyine ulaşan toplam enerji miktarı ise Eş. (9) da gösterilmiştir.

$$Q(_{i\to j})_{\text{ulaşan}} = \sigma.A_i^{\,r}.\varepsilon_i.T_i^{\,4}.F_{i,j}\alpha_j \qquad (9)$$

Burada, σ Stefan Boltzmann katsayısı, $A_i^{\,r}$ ışınım alanı, ε_i yüzeyin yayıcılık katsayısı, α_j yüzey soğurganlık katsaıyısı ve $F_{i,j}$ yüzeyler arası görüş faktöürünü ifade etmektedir. j yüzeyine ulaşan enerjinin α_j kısmı kadarı soğurulmaktadır. Bu Eş.(10) *j* indeksi *k* indeksi ile yer değiştirerek yeniden yazılabilir.

$$Q_{i\to k})_{\text{soğurulan,ulaşan}} = \sigma.A_i^{\,r}.\varepsilon_i.T_i^{\,4}.F_{i,k}\ \varepsilon_k \qquad (10)$$

i yüzeyinden yayılan enerjinin ρ_k bir kısmı *k* yüzeyinden yansıyan ve dolaylı yoldan *j* yüzeyinde soğurulan enerji miktarı Eş.(11) de ki gibi yazılabilir. Burada ρ_k yüzeyde meydana gelen yansıtıcılık değeridir.

$$Q_{i\to k\to j})_{\text{soğ.dolaylı ulaşan}} = \sigma.A_i^{\,r}.\varepsilon_i.T_i^{\,4}.F_{i,k}\,\gamma_{k,j}.\rho_k \qquad (11)$$

k=1 den N'e kadar tüm yüzeyler toplandığında *j* yüzeyi tarafından dolaylı olarak soğurulan ışınım miktarı Eş. 12'deki gibi elde edilir.

$$Q_{i\to j})_{\text{soğ. dolaylı ulaşan}} = \sum_{k=1}^{N} \sigma.A_i^{\,r}\,\varepsilon_i.T_i^{\,4}.F_{i,k}\,\gamma_{k,j}.\rho_k \qquad (12)$$

Eş. (9) ve Eş.(12) toplanarak *i* yüzeyinden yayılan ve *j* yüzeyine ulaşıp soğurulan toplam enerji miktarını Eş.13 ile ifade edeilir.

$$Q_{i\to j})_{\text{soğ.ulaşan}} = \sigma.A_i^{\,r}.\varepsilon_i.T_i^{\,4}.F_{i,j}\alpha_j + \sum_{k=1}^{N} \sigma.A_i^{\,r}\,\varepsilon_i.T_i^{\,4}.F_{i,k}\,\gamma_{k,j}.\rho_k \qquad (13)$$

Soğuruculuk parametresi γ doğrudan ve dolaylı toplamı olarak yazılabilir.

$$Q_{i\to j} = \sigma.A_i^{\,r}.\varepsilon_i.T_i^{\,4}.\gamma_{i,j} \qquad (14)$$

Bu iki Eşitlikde yerine koyulduğunda *i* yüzeyinden yayılan ve *j* yüzeyine ulaşıp soğurulan miktar Eş. (15) elde edilir.

$$\gamma_{i,j} = F_{i,j}\ \varepsilon_j + \sum_{k=1,j\neq k}^{N} F_{i,k}\ \gamma_{k,j}.\rho_k \qquad (15)$$

Burada yer alan $\gamma_{i.j}$ terimi Gebhart faktörü olarak yer alır. Gebhart faktörü kapalı sistemde dolaylı olarak yansıyan ve gelen tüm soğrulan enerjinin toplamı olarak ifade edilebilir. Net ışınım miktarı (*i* yüzeyinden *j* yüzeyine)

$$Q_{i\rightarrow j}=\sigma \cdot A_i^{r}.\varepsilon_i\ \gamma_{i.j}\ (T_i^{4}-T_j^{4}) \quad (16)$$

Burada ε_i ve $\gamma_{i.j}$ terimlerinin çarpımı $\Im_{i,j}$ teriminin değerini verir. $\Im_{i,j}$ ışınım değişim faktörü denir ve tüm düğümler arasında bu arasında bu eşitliğin çözülebilmesi adına bilinmesi gereklidir.

$$Q_{i.j} = \sigma.A_i^{r}.\Im_{i,j}.(T_i^{4}-T_j^{4}) \quad (17)$$

Bu eşitlikte $\sigma.A_i^{r}.\Im_{i,j}$ çarpımına ışınım ile gerçekleşen konduktör denir. En genel haliyle ışınım denklemi Eş.(18) gibi yazılabilir.

$$Q_{i.j} = GR_{i\rightarrow j}\ (T_i^{4}-T_j^{4}) \quad (18)$$

Uzay aracında yer alan her bir i elementi için enerji korunumu aşağıdaki gibi yazılabilir. Burada N uydu içindeki elemanların düğüm sayısı toplamıdır (Bulut ve Sözbir,2021; 2023).

$$m.Cp.\frac{\partial T}{\partial t}_i = \sum_{j=1}^{N} GL\ (T_j - T_i) + GR.(T_j^{4} - T_i^{4}) + Q \quad (19)$$

Burada her bir t zaman adımı için tüm düğümlerdeki sıcaklık sonuçların hesaplanması gerekmektedir. Denklemde yer alan ışıma ile ilgili terimler doğrusal değildir ve dolayısıyla analitik çözmek güçtür (Aksu ve Sundu, 2019).

$$[M].\frac{dT}{dt} = [K].T + [R].T^{4} + Q_{toplam} \quad (20)$$

Burada T, uydunun dt süre sonra ulaşacağı sıcaklık, [M] uydunun kapasitans matrisi, [K] uydunun iletim matrisi, [R] ışıma matrisi olup Q_{toplam} uyduya gelen çevresel ısıl yükler ve uydunun yaydığı ısı miktarının toplamını ifade etmektedir.

Uzay Aracı Ekipman Kalifikasyon Sıcaklık Hedefleri

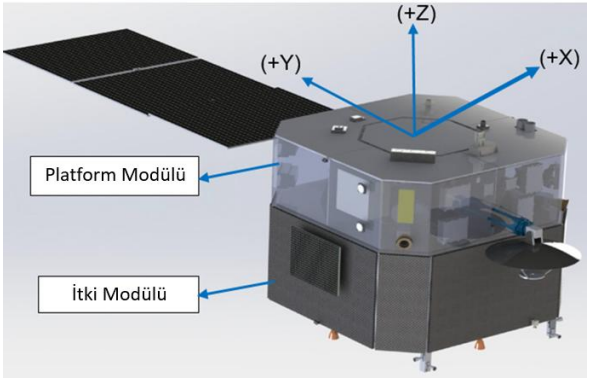
Güneş ışınımına doğrudan maruz kalan yüzeylerde sıcaklıklar +120 °C seviyelerine kadar çıkabilirken, gölgede kalan yüzeylerde -100 °C'nin altına inilebilmektedir. Bu nedenle uzay aracı donanımlarının hem aşırı soğuk hem de aşırı sıcak koşullarda güvenilir şekilde çalışabilmesi kritik öneme sahiptir. Ancak her ekipmanın çalışma sıcaklık aralıkları farklıdır. Uzay aracı çalışma ömrü boyunca ekipmanları istenilen asgari ve azami çalışma sıcaklıklarında tutmak zorundadır (Sundu ve Döner,2020).

Tablo 1. Uzay Aracı Ekipmanların Tipik Sıcaklık Aralıkları

Ekipmanlar	Operasyonel Sıcaklık (°C)	Operasyonel Harici (°C)
Pil-Batarya	0/+40	0/+40
Yakıt Tankı	0/+30	0/+50
Oksitleyici Tankı	0/+45	0/+50
Güç Ekipmanları	-25/+55	-30/+60
Güneş Panelleri	-90/+120	-100/+130
Antenler	-50/+100	-50/+100
Yönelim Ekipmanları	-20/+50	-30/+60
X Bant Verici	-20/+50	-20/+50
S Bant Verici	-20/+50	-20/+50
Bilimsel Görev Yükleri	-10/+40	-25/+50

Ay Yörüngesi Uzay Aracı Görev Tanımı

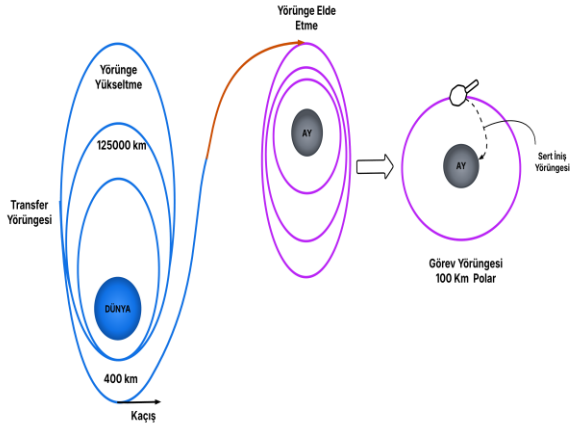
Bu çalışmada ele alınan ve Ay yörüngesine yerleştirilecek olan uzay aracı iki ayrı modülden oluşmaktadır. Uzay aracının (-Z) ekseninde yer alan modül aracı Ay yörüngesine kadar götürmekle görevli yakıt ihtiyacını karşılayacak yakıt ve oksitleyici tankların yer aldığı itki modülüyken, (+Z) ekseninde yer alan panel çeşitli alt sistemlerin elektronik kutuların yer aldığı platform modülüdür. Ekipmanların yerleşiminde görüş alanı (field of view), termal koşullar, güç üretimi, haberleşme ve görev yükü veri üretimi gibi kısıtlar dikkate alınarak gerçekleştirilmiştir. Şekil 6'da uzay aracının mimari yapısı yer almaktadır (Yağlıoğlu vd,2023).



Şekil 6. Uzay Aracı fiziksel mimarisi

Uzay Aracı Yörünge Parametreleri

Uzay aracının ana görevi**,** 100 km irtifada kutupsal ve dairesel bir Ay yörüngesine ulaşmak, Ay yüzeyinden görüntü, bilimsel veri toplamak ve görevin sonunda Ay yüzeyine kontrollü bir şekilde sert iniş gerçekleştirmektir (Yağlıoğlu vd, 2023). Fırlatıcı roket, uzay aracını ilk olarak bir transfer yörüngesine yerleştirecektir. Bu noktadan itibaren Ay yörüngesine ulaşana kadar uzay aracının birden fazla ısıl koşula maruz kalacak olup, tüm bunları karşılayabilecek bir ısıl tasarım gerekmektedir. Şekil 7'de uzay aracının görev profile yer alırken Tablo 2'de yörünge ve görev parametreleri özetlenmiştir.



Şekil 7. Uzay Aracı Görev Profili

Tablo 2. Yörünge ve Görev Parametrelerinin Özetlenmesi

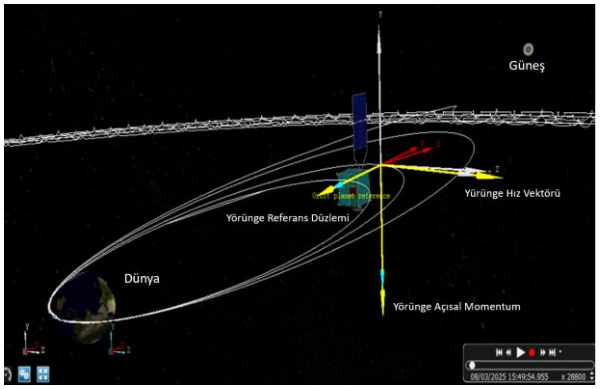
Yörünge Parametreleri	Görev Parametreleri
Başlama Tarihi	2027
Bitiş Tarihi	2028
Enberi İrtifa	100 km polar
Enöte İrtifa	100 km polar
Yarı Asal Eksen	1838.2 km
DışMerkezlilik	0°
Eğim	93.9398°
RAAN	78.1075°
Gerçek Anomali	0°
Koordinat Ekseni	Ay J2000
Perici Açısı	355.42°

Uzay Aracı Yönelim Parametreleri

Uzay aracı, transfer ve Ay görev yörüngesinde farklı yönelim kiplerine sahip olacaktır. Temelde transfer ve görev yörüngesinde kullanılmak üzere iki adet yönelim kipine sahip olacaktır. Transfer yörüngesi yönelimi: Uzay Aracının (-X) Ekseni haberleşmek adına Dünya'ya doğru, (+X) Ekseni Hız Vektörü ve (+Y) Ekseni Yörünge Normalinin tersinde olacak şekilde ilerleceyecektir. Ay görev yönelimi: Ay görev yörüngesinde ise görev süresi boyunca (+X) ve (-X) hız vektörü olup, (+Z) Nadir Noktası Ay'dır.

Dünya Merkezli Yörüngede Çevresel Isıl Yüklerin Hesaplanması

Bu çalışmada yer alan uzay aracının ısıl analizleri Airbus firmasına ait Systema Thermica 4.9.4'te gerçekleştirilmiştir (Sariano,2010).
Yazılım,ilgili düğümler ve ortam arasındaki termal radyasyonu ve dolayısıyla her bir düğüm için ışınım değişim faktörlerini hesaplamaktadır. Radyasyonla ısı transferindeki belirsizlikleri en aza indirmek ve yüksek doğrulukla çözüm getirmek için Monte-Carlo ışın izleme yöntemi kullanılmaktadır.(Howell ve Perlmutter,1964; Vujicic vd, 2006). Sonlu hacimler yöntemini kullanmaktadır. Simulasyonlarda uzay sıcaklığı 4K olarak alınmıştır ve uzay aracına düşen ışın sayısı 876000 'dir. Sistem içinde ekipmanların başlangıç sıcaklıkları en kötü soğuk durumda 10°C sıcak durum içinse 20°C alınmıştır. Aynı zamanda ana gövde ve panellerin her düğümden 2000 ışın yayılırken, ekipmanları temsil eden her bir düğümden 1000 ışın yayımlanmıştır. Uzay aracı Ay görev yörüngesine ulaşana kadar yaklaşık bir aylık sürede Dünya merkezli transfer yörüngesindeki ısıl yüklere maruz kalacaktır. Şekil 8'de uzay aracının transfer yörüngesine Thermica yazılımda modellenmesi gösterilmektedir.

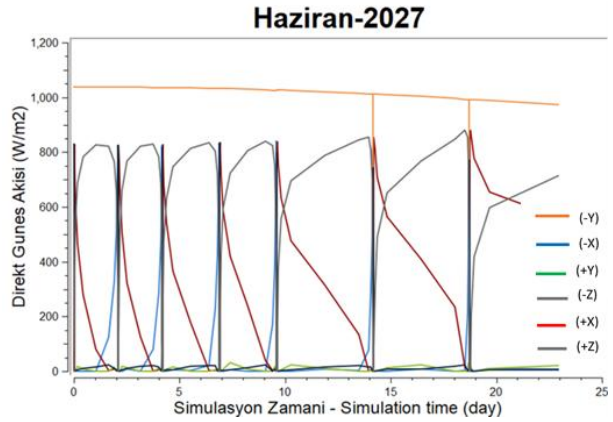


Şekil 8. Dünya Transfer Yörüngesinin Thermica'da modellenmesi

Transfer yörüngesinde mevsimsel olarak Mart, Haziran ve Aralık olmak üzere üç ana senaryo ele alınmıştır. Aşağıda yer alan tabloda bu üç mevsim için ele alınan parametreler yer almaktadır.

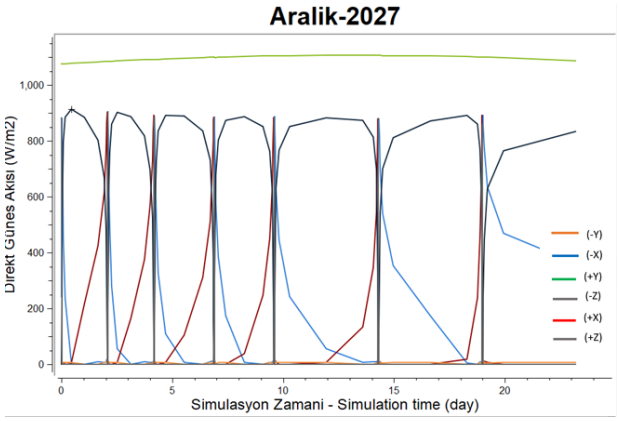
Tablo 3. Mevsimlere göre ısıl parametreler

Mevsim	Güneş Akısı (W/m^2)	Albedo (%)	Dünya Sıcaklığı (K)	Açıklamalar
Haziran	1326	0.24	246	En kötü soğuk durum
Mart	1370	0.35	248	Ekinoks
Aralık	1417	0.4	256	En kötü sıcak durum

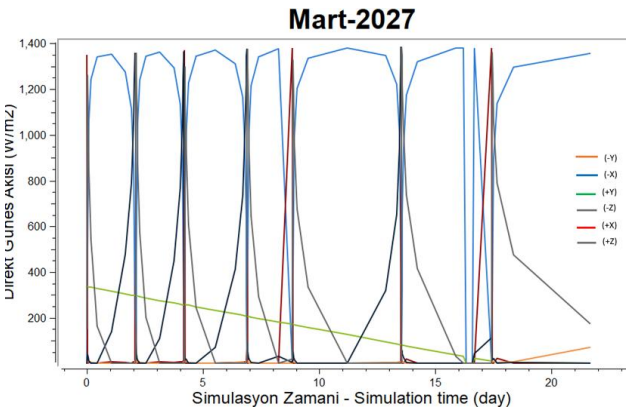


Şekil 9. Haziran Ayı Uzay Aracı Panellerine Düşen Isıl Yükler

Haziran ayında uzay aracına güneşten gelen ısıl çevresel yükler değerlendirildiğinde (-Y) paneline en güneş ışınımı ulaşırken, (+Y) paneline en az ulaşmaktadır. Aralık ayında uzay aracı panellerine düşen güneş ışınımı değerlendirildiğinde ise tam tersi bir durum söz konusudur. (-Y) paneline en az güneş ışınımı ulaşırken, (+Y) paneline en fazla güneş ışınımı ulaşmaktadır.



Şekil 10. Aralık Ayı Uzay Aracı Panellerine Düşen Isıl Yükler



Şekil 11. Mart Ayı Uzay Aracı Panellerine Düşen Isıl Yükler

Mart ayı ekinoks döneminde ise uzay aracına güneşten gelen ışınım miktarı Aralık ve Haziran ayından çok faklıdır. Bu mevsimde en çok ısı akısı (+X) paneline düşerken, (-Y) ve (Y) panelleri soğuk paneller olarak değerlendirilmektedir. Diğer çevresel ısıl yüklerden olan albedo ve Dünya IR kızılötesi ışınım miktarlarını da ele aldığımızda mevsimlere göre panellere düşen çevresel ısıl yüklerin özeti aşağı yer alan Tablo 4 ile özetlenmiştir.

Tablo 4. Transfer Yörüngesi Mevsimlere Göre Isıl Çevresel Yüklerin Özetlenmesi

		Mart 2027			Haziran 2027			Aralık 2027		
Ortalama Isı Akıları		Güneş Işınımı (W/m^2)	Albedo (W/m^2)	Dünya IR (W/m^2)	Güneş Işınımı (W/m^2)	Albedo (W/m^2)	Dünya IR (W/m^2)	Güneş Işınımı (W/m^2)	Albedo (W/m^2)	Dünya IR (W/m^2)
Uzay Aracı Panelleri	(+X)	1347	0,1	0,06	383,2	0,03	0,32	202	0,1	0,3
	(-X)	549	17,5	9,3	39,2	1,26	59,7	274	29,3	62,4
	(+Y)	153,7	5,65	2,6	10,3	0,03	13,9	1216	8,2	14,5
	(-Y)	8,12	5,5	2,63	1125	0,13	13,9	4,72	3,4	14,5
	(+Z)	172,5	7,5	3,5	22,4	0,11	13,9	340	4,6	14,5
	(-Z)	95,6	2,1	0,99	323,3	1,4	13,4	2,2	6,7	13,8



Şekil 12. Mevsimlere göre Güneş ve Ay'ın birbirlerine Göre konumlarının Thermica da modellenmesi

Şekil 12 ele alındığında Dünya'nın pozisyonu Güneşe ve Ay'a göre sürekli değiştirmektedir. Uzay aracı transfer yöneliminde (-X) paneli Dünya ile haberleşmek için Dünya'ya ve (-Y) paneli normali ise güç üretmek amacıyla Güneş vektörünü takip etmektedir. Dolayısıyla mevsimlere göre uzay aracı panellerine düşen ışınım miktarı doğrudan değişmektedir.

Ay Yörüngesi Çevresel Isıl Yüklerin Hesaplanması

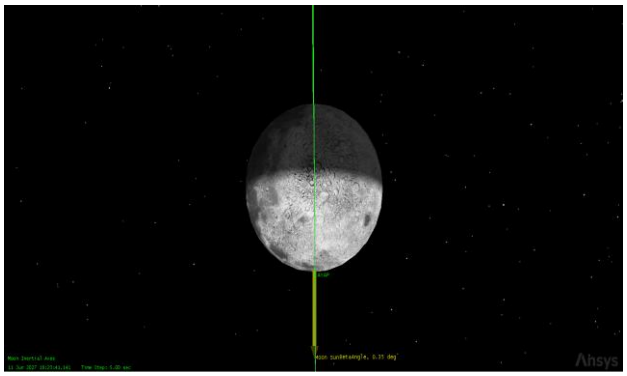
Uzay aracı Ay yörüngesi etkisi altındayken artık Dünya değil Ay'ın çevresinden kaynaklı ısıl değişimlerden etkilenmektedir. Temelde Dünya ile Ay arasındaki en belirgin fark ayın aydınlık ve karanlık tarafındaki sıcaklık sonucu uzay aracına gelecek olan Ay kızılötesi ışınım miktarıdır. Denklem 4 ile belirtilmişitir. Aynı zamanda Ayın albedosu Dünya'ya göre oldukça düşüktür.

Tablo 5. Ay Yörüngesi Isıl Yüklerin Özeti

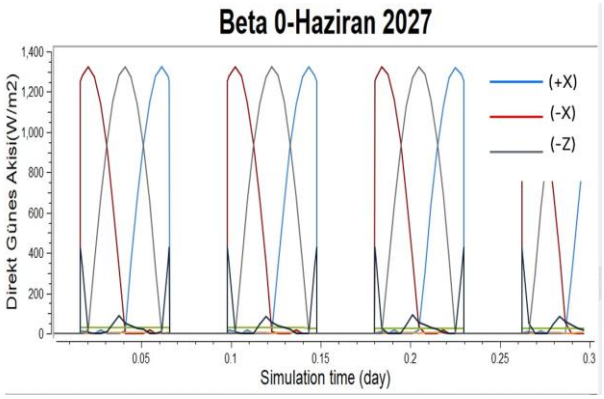
Isıl Yükler	Soğuk Durum	Sıcak Durum	Nominal Durum
Direkt Güneş Işınımı(W/m^2)	1426	1317	1367
Albedo (%)	0,03	0,1	0,075
Ay IR(W/m^2)	1320	1226	1268
Ay IR (W/m^2)	5,2	5,2	5,2
Yüzey Sıcaklığı (°C)	-173	127	-23

Bununla beraber bir önceki bölümde açıklanan beta açıları bu görevde ısıl tasarımkı yönlendiren en önemli faktörlerinden biridir. Bu çalışmada da yörünge normali ile güneş vektörü arasındaki açı olan beta açısın $\beta=0°$ ve $\beta=90°$ durumu için uzay aracı panellerine düşen çevresel ısıl yükler Thermica'da hesaplanmıştır.

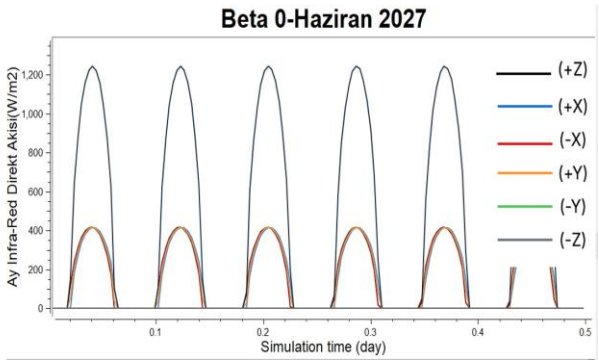
a) $\beta = 0°$ Haziran 2027 durumu için uzay aracına düşen çevresel ısıl yükler



Şekil 13. Güneş beta açısı $\beta=0°$ Haziran Ay Yörüngesi



Şekil 14. β=0° Haziran için Güneş Işınım Miktarları



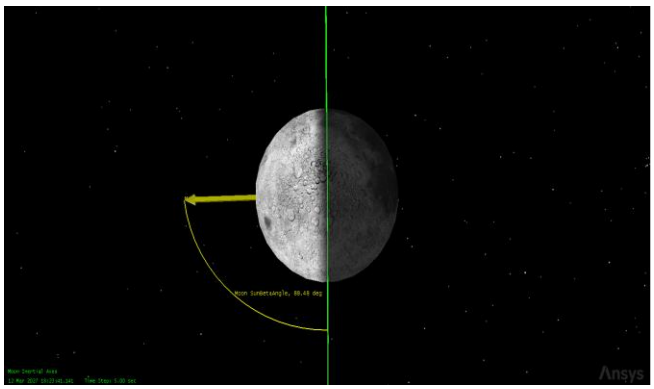
Şekil 15. β=0° Haziran için Ay IR Kızılötesi Işınım Miktarı

Haziran ayı durumu için çevresel ısıl yükler karşılaştırıldığında uzay aracı panellerinden (+X), (-X) ve (-Z) panelleri belirli açılarla güneş ışınımı almaktadır. Diğer hiç bir panel hemen hemen güneşten ısı akısı almamaktadır. Şekil..incelendiğinde ise (+Z) panelinin yani Ay'a yönelen panelin en fazla Ay ınfra Red ısı akısı alan paneldir. (-Z) paneli hemen hiç Ay kızılötesi ısı akısı almamaktadır. Tablo 6'da β=0° Haziran ayı için uzay aracına gelen çevresel ısıl yüklerin özeti yer almaktadır.

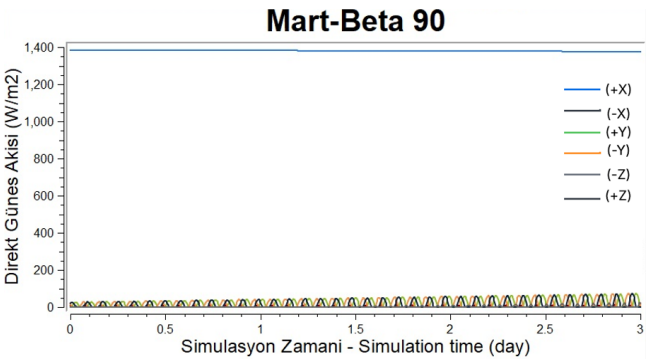
Tablo 6. Ay yörüngesi β=0° Haziran için Güneş Işınım Miktarları

Güneş Beta Açısı β=0° (Haziran 2027)			
Uzay Aracı Panel	Güneş Akısı (W/m^2)	Ay Infra Red Akısı (W/m^2)	Ay Albedo Akısı (W/m^2)
(+X)	276	158	15
(-X)	283	159	15
(+Y)	5,9	159	47,2
(-Y)	3,5	158	13,2
(+Z)	34	476	45
(-Z)	350	0.09	0.08

b) β=90° Mart 2027 durumu için uzay aracına düşen çevresel ısıl yükler

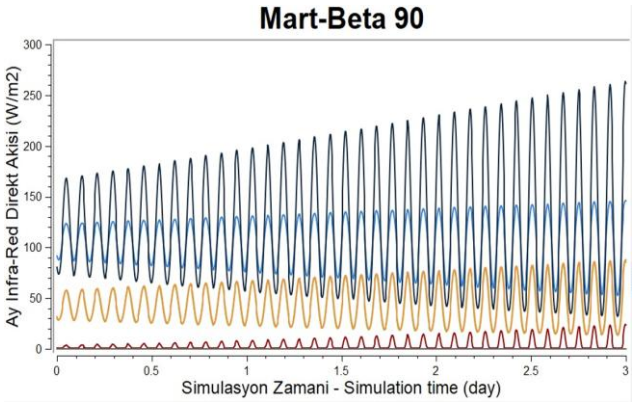


Şekil 16. Güneş Beta Açısı β=90° Mart Ay yörüngesi



Şekil 17. β=90° Mart için Güneş Işınım Miktarları

Mart ayı durumu için çevresel ısıl yükler karşılaştırıldığında uzay aracı panellerinden (+X) paneli sürekli güneşi görmektedir. Diğer paneller güneşten hemen hemen hiç ısı akısı almamaktadır.



Şekil 18. β=90° Mart için Ay IR Kızılötesi Işınım Miktarı

Ay IR kızılötesi güneş ışınımı 263 W/m^2 ile en çok (+Z) paneli almaktadır. Sonra sırasıyla 143 W/m^2(-X) ve 82 W/m^2 ile (-Y) Paneli almaktadır.

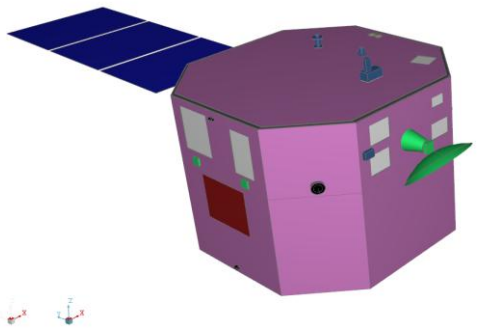
Tablo. 7. Ay Yörüngesi β=90° Mart için Çevresel Isıl Yüklerin Özeti

Güneş Beta Açısı β=90° (Mart 2027)

Uzay Aracı Panel	Güneş Akısı (W/m^2)	Ay Infra Red Akısı (W/m^2)	Ay Albedo Akısı (W/m^2)	Toplam Isı Akısı (W/m^2)
(+X)	1380	16	0,2	1396
(-X)	2,5	105	5,8	113,3
(+Y)	16,6	43	2,2	61,8
(-Y)	15,1	44	2,1	61,2
(+Z)	15,82	263,4	8,6	387,9
(-Z)	0	0	0	0

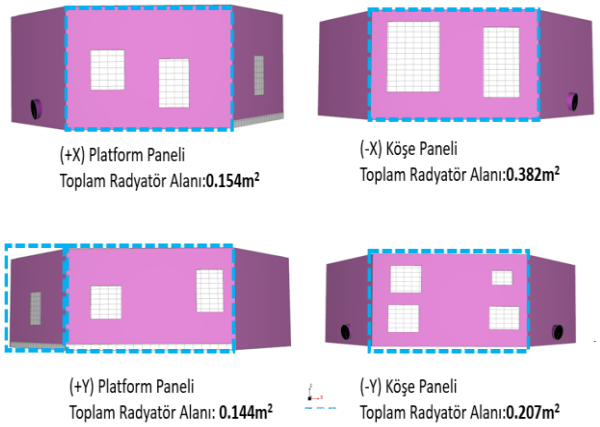
Uzay Aracı Isıl Tasarımı ve Analizi

Uzay aracının Dünya transfer yörüngesi ve Ay görev yörüngesinde mevsimlere ve güneş beta açısına bağlı olarak ısıl çevresel yükleri Thermica v. 4.9.4 yazılımında hesaplanmıştır.



Şekil 19. Uzay aracı Thermicada Modellenmesi

Bu doğrultuda uzay aracının ısıl tasarımı şekillenmiştir. Isıl tasarımı etkileyen en önemli durumlarından biri ekipmanlarda oluşan fazla ısının ışınım yoluyla derin uzaya atılmasıdır (Bulut ve Sözbir, 2019). Buna göre uzay aracında fazla ısının atılması için gerekli olan radyatör kapasitesinin hesaplanmasında, Aralık ayı çevresel ısıl yük koşulları ele alınmıştır. Aralık ayında gerçekleşen ısıl analizlere göre uzay aracının en kötü sıcak koşullarda dahi ekipmanların operasyonel en sıcak durumları geçmemesi hedeflenmiştir. Uydunun +Y, -Y, +X ve –X yüzeyleri aynı anda hem Ay'dan gelen IR (kızılötesi) hem de Güneş akısını alabilir. Ancak bu etki, +Z yüzeyine göre daha azdır. Bu nedenle bu yüzeyler de iyi birer ısı yayıcı yüzey olarak değerlendirilebilir ve ikinci yüzey aynası termal yüzey kaplaması olarak seçilmiştir. İkinci yüzey aynasının yüzey yayıcılığı (ε) 0,85 iken soğurganlık (α) değeri 0,1 civarındadır (Gilmore,2002). Uydunun -Z yüzeyi Ay yüzeyini göremez. Bu yüzden en iyi ısı yayımı (radyasyon) yapılabilecek yüzey olacaktır. Uydunun +Z ekseni Ay'ın merkezine yöneliktir. Ay yüzeyinin şiddetli sıcaklık dağılımı, uydunun +Z yüzeyine gelen kızılötesi (IR) akısını etkiler. Bu nedenle +Z yüzeyi tamamen Çok Katmanlı Yalıtım Battaniyesi (MLI) ile kaplanacaktır. Yalnızca optik açıklıklar ve görev yükleri Ay'ı görüntüleyecek şekilde açık kalacaktır. ÇKYB'nin görevi uzaydan gelen ısı akısını uzay aracınına ulaşmasını engellerken aynı zamanda uzay aracının gereğinden fazla soğumasını önlemektir. Bu çalışmada yer alan ÇKYB 19 katmanlı ve efektik yayıcılık değeri 0,03 olarak seçilmiştir. (Sundu ve Döner, 2020; Bulut ve Sözbir,2019). Uzay aracının panellere göre radyatör konumları ve alanları Şekil 19'da gösterilmiştir.



Şekil 20. Platform paneli radyatör alanları yerleşimi

Şekil 20'de radyatör alanlarının miktarı ve pozisyonları yer almaktadır. Buna göre ekipmanların ısı atımını sağlamak için yaklaşık 0,89 m^2 radyatör alanı kullanılmıştır. Panelde geri kalan bölge ÇKYB olarak tasarlanmıştır.Aynı zamanda ekipmanlarla paneller arasına yüksek ısıl iletkenlik katsayılarına sahip ısıl arayüz malzemeleri kullanılmıştır (Sundu ve Döner,2020).

Haziran ayında yapılan en kötü soğuk durum analizlerinde ise uzay aracının ve ekipmanların asgari sıcaklık aralıklarının altına düşmemesi hedeflenmiştir. Özellikle uçuş bilgiyasarı, pil, haberleşme ekipmanları, yörünge ve yönelim ekipmanları, yakıt tankları gibi ekipmanların sıcaklık limitlerinin altına düşememesi hedeflenmiştir. En kötü soğuk durumda yapılan birden fazla ısıl analizler sonucu kurulu ısıtıcı hat bütçesi platfrom paneli için 1100 W, itki platfromu içinse 300 W olmak üzere toplam 1400 W olarak tasarlanmıştır. Isıtıcılar termistör ve termostat kontrollü olup, uzay aracının farklı panellerinde ekipmanların isterlerine göre farklı set sıcaklıklarında açılıp bölgenin asgari sıcaklıklarının altına düşmesini engelleyecektir. Uzay aracının ısıtıcıları ve termistörleri 33V bara geriliminde çalışacak uzay uyumluolarak seçilmiştir (İnternet).

Tablo 8. Mevsimlere ve Durumlara göre Isıl Analiz Sonuçlarının Özeti

		Haziran 2027		**Aralık 2027**		**Haziran 2027**		**Mart 2027**		**Operasyon Sıcaklık Limitleri (°C)**	**Operasyon Harici Sıcaklık Limitleri (°C)**
Ekipmanlar	Uzay Aracı Bulunduğu Panel Sıcaklık Sonuçları	Dünya Transfer Yörüngesi		Dünya Transfer Yörüngesi		Ay Yörüngesi (β=0°)		Ay Yörüngesi (β=90°)		Tüm Kiplerde	Tüm Kiplerde
		Tmin	Tmax	Tmin	Tmax	Tmin	Tmax	Tmin	Tmax	Tmin Tmax	Tmin Tmax
Pil-Batarya	(-X) Paneli	10	18,7	27,6	38	21	27	20	35	0/+40	0/+40
Güç Ekipmanları	(-X) Paneli	10,5	16	32	42	25	33	25	30	-25/+55	-30/+60
Görüntüleme Ekipmanı	(+X) Paneli	9	17	41	45	30	34	32	45	-20/+50	-20/+50
S Bant Verici	(-Y) Paneli	10	16	38	43	25	40	25	39	-20/+50	-20/+50
X Bant Verici	(-Y) Paneli	15	18	35	47	28	42	30	45	-20/+50	-20/+50
Uçuş Bilgisayarı	(+Y) Paneli	11,7	15	40	46	30	35	27	34	-20/+50	-30/+60
Yakıt Tankı	(-Z) Paneli	0	16	19	25	14	22	19	29	0/+30	0/+50
Basınçlandırıcı Tankı	(-Z) Paneli	25	40,7	30	41	20	30	20	35	-10/+50	-30/+50
Güneş Panelleri	(+Y) Paneli	-75	80	-90	100	-90	100	-90	100	-90/+120	-100/+130
Antenler	(-Y) Paneli	-40	36	-43	47	-42	51	-48	50	-50/+100	-50/+100
Yönelim Ekipmanları	(-Y,+X) Paneli	9	15,2	38,5	43,6	34	46	33	40	-20/+50	-30/+60

SONUÇLAR VE TARTIŞMALAR

Bu çalışmada, Ay'ın yörüngesine yerleşecek bir uzay aracı ve onun maruz kalacağı ısıl koşullar ele alınmıştır.

- Uzay aracının görev yörüngesine ulaşana kadar hem Dünya'nın hem de Ay'ın çevresel koşulları altında olduğu ve bu koşulların ayrı ayrı değerlendirilmesi gerekliliği ortaya koyulmuştur. Özellikle yer gözlem uydularının ve haberleşme uydularının aksine, uzay aracı panellerine ulaşan çevresel ısıl yüklerin farklılık gösterdiğini, sürekli sıcak ve soğuk panellerin her durum için aynı olmadığını bizlere göstermiştir. Uzay aracı konfigürasyonu (yönelimi) aynı kalmak koşuluyla fırlatma zamanı ve mevsime göre Dünya ve Güneş pozisyonları yer değiştirdiği için panellere gelen ısı akıları önemli ölçüde değişmektedir.
- Mevsimsel açıdan Aralık ayı ısıl yükün en fazla geldiği zaman dilimi olup, uzay aracı radyatör alanlarının ve soğuma kapasitesinin hesaplarında ele alınmalıdır.
- Haziran ayı ise ekipmanların asgari sıcaklıklarının üzerinde kalması için ısıtıcı bütçesi açısından değerlendirilmelidir. Ancak gereğinden fazla ısıtıcı bütçesi seçmek güneş panellerinin ve pilimn yeterliliğini sıkıntıya sokmaktadır. Dolayısıyla ısıtıcı yerleşimi,hat bütçesi ve termistör açma/kapa sıcaklıkları yani ısıtıcı çalışma yüzdesi önem arz etmektedir.
- Yine Ay görevlerinde farklı beta açılarına göre eklips (tutulma) süreleri ve güneşlenme süreleri değişmektedir. Özellikle düşük beta açılarında (β=0°), Ay'ın sıcaklığı aydınlıkta 123°C olduğundan Ay'dan gelen Infra red kızılötesi ışımı miktarı Dünya'dan uzay aracına ulaşandan yaklaşık %80 fazladır. Dolayısıyla Ay'a bakan yüzeyler (Nadir) radyatör alanı için müsait bir panel değildir. Bundan dolayı optik açıklık ve görev yükleri açıklıkları haricinde Ay paneli Çok Katmanlı Yalıtım Battaniyesi (ÇKYB) ile yalıtılmalıdır.
- Zenith ekseninde yer alan ekipmanlar doğrudan uzaya baktığından radyatör alanı olarak kullanılmaya müsaittir.
- (+X/-X/+Y/-Y) panelleri mevsimlere göre değişken ısınıp soğuduğu için radyatör alanı olarak kullanılabilirler.
- Tüm bu durumlar göz önüne alındığında ısıl tasarım yaparken tüm beta açıları da dikkate alınacak şekilde bir tasarım hedeflenmelidir. Ekipman yerleşimi, radyatör alanları yeterliliği, ısıtıcı güçleri gibi tasarım kriterleri hayati önem taşıyıp tüm durumları kapsayacak şekilde seçilmelidir.

SEMBOLLER

A^s=Yüzey Alanı	[m^2]
C_1= Güneş altı noktası ışınım akısı	[W/m^2]
C_2 = Karanlık Bölge akısı	[W/m^2]
F= Görüş Faktörü	[-]
GL= Lineer İletim	[W/K]
GR= Işınımsal İletim	[W/K^4]
Cp= Isı Sığası	[J/kg.K]
M= Kütle	[kg]
k= Isıl iletim Katsayısı	[W/m.K]
α = Soğurganlık	[-]
ε= Yayıcılık	[-]
σ = Stefan-Boltzmann Sabiti	[W/m^2K^4]
θ = Güneş Altı Noktasıyla Yapılan Açı	[°]
β = Beta Açısı	[°]
ρ = Yansıtıcılık	[-]
ɣ = Gebhart Faktörü	[-]
ℑ = Işınım Değişim Faktörü	[-]
q'''= Birim Hacimde Isı Tüketimi	[W/m^3]

TEŞEKKÜR

Bu çalışmanın gerçekleşmesine olanak sağlayan kurumum TÜBİTAK Uzay Araştırma Enstitüsü ve Ay Araştırma Programı yöneticilerine destekleri için teşekkür ederiz.

KAYNAKLAR

Aksu, A.A, Sundu, H, Mermer,E. 2019, Nonlinear system identification for the thermal management of communication satellites, doi: https://doi.org/10.13009/EUCASS2019-9

Bulut, M., & Sözbir, N. (2021). THERMAL DESIGN, ANALYSIS AND TEST VALIDATION OF TURKSAT-3USAT SATELLITE. Journal of Thermal Engineering, 7(3), 468-482. https://doi.org/10.18186/thermal.887316

Bulut, M., Sözbir, N. ,2023, A novel approach to estimating dimensions of three-axis stabilized communication satellites with optimal heat transfer. J Therm Anal Calorim 148, 3575–3584, https://doi.org/10.1007/s10973-022-11933-0

Bulut, M., Sözbir,N., 2019, Optimized Analytical Solution of Platform Panel Radiative Area Dimensioning of Geostationary Communications Satellites: A Practical Approach. Sakarya University Journal of Science, 23(5), 986-992, DOI: 10.16984/saufenbilder.546894

Concep A. J. M. Cynthia S., William C., Christine C.,Charles B, (2005), Lunar Reconnaissance Orbiter (LRO) Thermal Design Drivers and Current Thermal Design Concept,TFAWS.

Crawford, I., A., Joy, K., H. ,2014, Lunar Exploration: Opening a Window into the History and Evolution of the Inner Solar System, Philosophical Transactions of the Royal Society, A372, 20130315

Gilmore, D.G. ,2002, Spacecraft Thermal Control Handbook. The Aerospace Corporation, El Segundo, California.

J. R. Howell and M. Perlmutter, 1964,"Monte Carlo solution of thermal transfer through radiant media between gray walls," Journal of Heat Transfer, vol. 86, no.1,pp.116–122,

İnternet,https://www.minco.com/products/flexible-heaters/

İnternet,https://www.te.com/en/product-CAT-NTC0069.html

(ISECG), 2023, The Global Exploration RoadmapAvailable:https://www.globalspaceexploration.org/wordpress/wpcontent/isecg/GER_2018_small_mobile.pdf [Accessed: April 10, 2023]. , 9-21.

Soriano,T.(2010), Lunar Base Thermal Analysis with THERMICA, 40th International Conference on Environmental Systems

Sundu, H., Döner, N. (2020). Detailed Thermal Design and Control of an Observation Satellite in Low Earth Orbit. European Mechanical Science, 4(4), 171-178. https://doi.org/10.26701/ems.730201

Yağlıoğlu,B., İnaltekin,B.B,Gökten,M.2023,The First Turkish Lunar Mission Part 1: Programmatic, Mission and System Aspects,RAST2023.

Vujičić, M. R., Lavery, N. P., & Brown, S. G. R. ,2006, Numerical sensitivity and view factor calculation using the Monte Carlo method. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science, 220(5), 697-702.

İKİ BORULU ISI DEĞIŞTIRİCİDE GRAFEN NANO AKIŞKAN KULLANIMININ TERMAL PERFORMANSA ETKİSİ: SAYISAL BİR İNCELEME

Kerim MARTİM
Necmettin Erbakan Üniversitesi, Seydişehir Ahmet Cengiz Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, Seydişehir, Konya, martinkerim@gmail.com

Özet: Isı değiştiriciler, iki veya daha fazla akışkan arasında doğrudan karışma olmaksızın ısı transferinin sağlandığı ısıl sistem bileşenleridir. Enerji verimliliğinin artırılması, atık ısının geri kazanımı ve proses optimizasyonu gibi pek çok endüstriyel uygulamada kritik bir role sahiptirler. Isı değiştirici performansının artırılması amacıyla geleneksel akışkanlara alternatif olarak nanoakışkanların kullanımı son yıllarda ilgi görmektedir. Nanoakışkanlar, yüksek yüzey alanına sahip nano parçacıkların baz akışkan içerisinde dağılmasıyla elde edilmekte ve bu sayede ısıl iletkenlikleri artırılmaktadır. Bu çalışmada, karşı akışlı bir iki borulu ısı değiştirici içerisinde saf su ve ağırlıkça %0.2 oranında grafen içeren nanoakışkan kullanılarak ısıl performans analizi sayısal olarak yapılmıştır. Isı değiştiricinin iç borusunun iç çapı 40 mm, dış çapı 48 mm ve uzunluğu 750; dış borusunun iç çapı 48 mm, dış çapı 68 mm ve uzunluğu 650 mm olarak tasarlanmıştır. Soğuk akışkan (her iki senaryoda da saf su), dış boruya 15 °C sıcaklıkta, sıcak akışkan ise iç boruya zıt yönde 80 °C sıcaklıkta giriş yapmaktadır. İlk durumda sıcak akışkan olarak saf su, ikinci durumda ise grafen nano plakacıklar içeren nanoakışkan kullanılmıştır. Akışkanların çıkış sıcaklıkları ve ısı transfer karakteristikleri SolidWorks Flow Simulation yazılımı kullanılarak bulunmuştur. Sayısal analiz sonuçları, grafen nanoakışkanın ısıl iletkenliği ve gelişmiş ısı transferi kabiliyeti sayesinde, saf suya göre ısı değiştirici veriminde dikkate değer bir artış sağladığını göstermektedir. Bu bağlamda, grafen nanoakışkanın iki borulu ısı değiştiricide verimliliği artırmaya yönelik uygulamalarda kullanılabileceği gözlemlenmiştir.
Anahtar Kelimler: Isı değiştirici, Grafen Nanoakışkan, Sayısal analiz, Isı transferi, Flow Simulation.

EFFECT OF GRAPHENE NANOFLUID UTILISATION ON THERMAL PERFORMANCE IN A DUBLE-PIPE HEAT EXCHANGER: A NUMERICAL INVESTIGATION

Abstract: Heat exchangers are thermal system components in which heat transfer occurs between two or more fluids without direct mixing. They play a critical role in many industrial applications such as improving energy efficiency, recovering waste heat, and optimizing processes. In recent years, the use of nanofluids as an alternative to conventional fluids has attracted attention to enhance the performance of heat exchangers. Nanofluids are obtained by dispersing nanoparticles with high surface area into a base fluid, thereby increasing their thermal conductivity. In this study, a thermal performance analysis was numerically conducted using pure water and a nanofluid containing 0.2% by weight graphene in a counter-flow double-pipe heat exchanger. The inner pipe of the heat exchanger was designed with an inner diameter of 40 mm, outer diameter of 48 mm, and a length of 750 mm; the outer pipe had an inner diameter of 48 mm, outer diameter of 68 mm, and a length of 650 mm. The cold fluid (pure water in both scenarios) enters the outer pipe at a temperature of 15 °C, while the hot fluid enters the inner pipe in the opposite direction at 80 °C. In the first case, pure water was used as the hot fluid, while in the second case, a nanofluid containing graphene nanoplatelets was used. The outlet temperatures of the fluids and heat transfer characteristics were obtained using SolidWorks Flow Simulation software. Numerical analysis results showed that the graphene nanofluid, due to its thermal conductivity and enhanced heat transfer capability, led to a significant increase in heat exchanger efficiency compared to pure water. In this context, it was observed that the graphene nanofluid can be used in applications aimed at increasing efficiency in double-pipe heat exchangers.
Keywords: Heat exchanger, Graphene nanofluid, Numerical analysis, Heat transfer, Flow Simulation

GIRIŞ

Günümüzde teknolojik gelişmelerin hızla ilerlemesi, sanayi üretiminin artması ve dünya nüfusunun sürekli büyümesi, enerji talebinin her geçen gün yükselmesine neden olmaktadır. Ancak mevcut fosil yakıt rezervlerinin sınırlı olması, yenilenebilir enerji kaynaklarının ise hâlen küresel talebi karşılayacak düzeyde olmaması, enerji arzı konusunda ciddi zorluklar ortaya çıkarmaktadır. Bu durum, enerjinin yalnızca üretim miktarı açısından değil, kullanım verimliliği açısından da stratejik bir unsur haline gelmesine yol açmıştır. Özellikle küresel ölçekte karbon salınımlarının azaltılması, iklim değişikliği ile mücadele edilmesi ve sürdürülebilir kalkınma hedeflerinin hayata geçirilmesi için enerji verimliliği kavramı her zamankinden daha kritik bir önem taşımaktadır.

Enerji tüketimi içerisinde ısı enerjisinin payı oldukça yüksektir. Endüstriyel üretim hatlarından konut ısıtma-soğutma sistemlerine, enerji üretim tesislerinden ulaşım sektörüne kadar birçok alanda ısı enerjisi yaygın olarak kullanılmaktadır. Isının etkin şekilde üretilebilmesi ve taşınabilmesi, sistemlerin toplam verimliliğini doğrudan etkileyen başlıca faktörlerden biridir. Özellikle yüksek ısı kapasiteli işlemlerde, ısının kayıp olmadan istenilen noktaya iletilmesi enerji maliyetlerini düşürmekte aynı zamanda da kaynak kullanımını optimize etmektedir.

Termal uygulamalarda, ısı bir akışkandan diğerine veya bir yüzeyden akışkana aktarılırken çoğunlukla ısı değiştiriciler kullanılır. Isı değiştiriciler, farklı sıcaklıklardaki iki akışkanın doğrudan karışmadan ısıl enerji alışverişinde bulunmasını sağlayan mühendislik ekipmanlarıdır. Bu cihazlar, enerji dönüşüm sistemlerinde önemli bir noktada yer almakta ve işletme verimliliği üzerinde dikkate değer bir rol oynamaktadır. Isı değiştiricilerin performansının artırılması, yalnızca daha yüksek ısı transferi sağlamakla kalmayıp, aynı zamanda daha kompakt, hafif ve düşük enerji tüketimli sistemlerin tasarlanmasına da imkân tanımaktadır. Isı değiştiricileri kullanıldıkları yerlerde atık ısı geri kazanımı sağlayarak enerji tüketimini ve dolayısıyla endüstriyel işlemlerin çevreye olan olumsuzluklarını azaltmaktadır (Koyun & Avcı, 2014).

Aktif ve pasif olarak sınıflandırılan iki yöntem ısı değiştiricilerin performansını artırmak için yaygın olarak kullanılmaktadır (Ahmed et al., 2022). Isı transfer yüzey alanının artırılması, titreşim uygulanması, mikrokanal uygulamaları gibi metotlar ısı transfer kabiliyetinin artırılmasında kullanılsa da bu yöntemler basınç kaybını artırmakta ve debiyi düşürmektedir (Öğüt & Dilki, 2024). Bir ısı değiştiricinin ısı transfer performansının artırılmasında kullanılan bir diğer yöntem de geleneksel akışkanlar yerine nano akışkanların kullanılmasıdır. Isı transfer uygulamalarında nano akışkanlar önemli bir rol oynamaktadır (Rao et al., 2016). Literatürde, çeşitli ısı değiştiricilerde farklı tür ve oranlarda nano akışkanlar kullanılarak performansta iyileşmeler sağlanan çalışmalar yer almaktadır.

Alamanda ve diğerleri yaptıkları çalışmada alüminyum oksit nano parçacıklarının su ve motor yağı gibi farklı baz akışkanlar içinde kullanılmasıyla ısı transfer oranının nasıl etkilendiğini araştırmışlardır. Yaptıkları deneyler sonucunda ısı transfer miktarında alüminyum nano akışkanın 30 J seviyesinde bir artış sağladığını görmüşlerdir (Alamanda et al., 2021).

Karouei ve arkadaşları, bir ısı değiştiricinin termal performansı üzerinde akışkan ve geometri parametrelerinin etkisini araştırmışlardır. Yaptıkları çalışmada geometrinin de akışkan türünün de ısıl performans üzerinde etkili olduğunu gözlemlemişlerdir. Kullandıkları akışkanlar saf su, grafen nano tüp bazlı nano akışkan ve alüminyum oksit/titanyum oksit içeren nano akışkandır. Araştırmacılar, bu akışkanların kullanıldığı deneylerde verimleri sırasıyla %39, %37, %35 olarak tespit etmişler ve nano akışkanların saf suya göre daha verimli olduğunu ortaya koymuşlardır (Karouei et al., 2025).

Parveez ve Hanief yaptıkaları çalışmada alüminyum oksit ve bakır oksitin kullanarak hazırladıkları nano akışkanlar ile sarmal bobinli ısı bir ısı değiştiricisinin performansını araştırmışlardır. Çalışmadaki amaçları nano parçacık konsantrasyonunun ısıl göstergeler üzerindeki etkilerinin incelenmesi olmuştur. Yaptıkları deneyler sonucunda nano akışkan kullanarak %38.8 seviyesinde bir iyileşme elde etmişlerdir (Parveez & Hanief, 2022).

Puri ve arkadaşları gövde borulu bir ısı değiştiricide alüminyum bazlı nano akışkan kullanarak performans kıyaslaması yapmıştır. Yaptıkları çalışmada hacimce % 0.1 ve % 0.2 oranlarında nano parçacıkla hazırladıkları nano akışkanları kullanmışlardır. Elde ettikleri sonuçlara göre nano akışkan kullanımının ısı transfer performansını olumlu yönde etkilediğini gözlemlemişlerdir (Puri et al., 2025).

Shabi ve diğerleri alüminyum oksit nano akışkanı kullanarak hazırladıkları nano akışkanın bir ısı değiştiricinin performansını nasıl etkileyeceğini irdelemişlerdir. Hacimce %0.0 ile %0.75 oranlarında değişen nano parçacıklar içeren nano akışkanlar kullanmışlardır. Elde ettikleri sonuçlara göre nano parçacıkların ısıl performans üzerinde olumlu etkilere sahip olduğunu gözlemlemişlerdir (Shabi et al., 2024).

Babat ve arkadaşları havadan havaya ısı borulu bir ısı değiştiricide manyetik nano akışkanlar kullanarak deneysel bir performans analizi yapmışlardır. Çalışmada elde edilen verileri kullanarak ısı değiştircinin verimini ve ısıl direnci hesaplamışlardır. Araştırmacılar nano akışkan kullanarak ısıl verimde %87.2 lik iyileşme ve ısıl dirençte %71.6 lik düşüş sağlamışlardır (Babat et al., 2021).

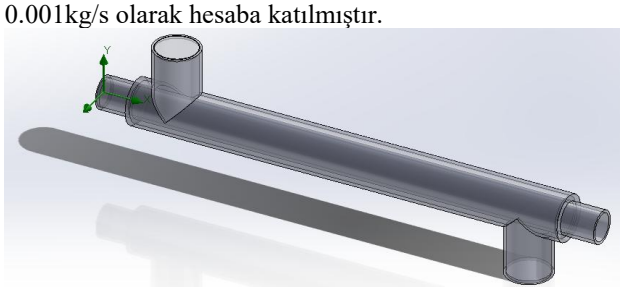
Bir diğer çalışmada Martin ve Boran bakır oksit ve bakır oksit ile demirin birlikte kullanımı ile hazırlanan hibrit bir nano akışkan kullanarak bir ısı borusunun performansını araştırmıştır. Hazırlanan nano akışkanlar ağırlıkça %2 lik konsantrasyona sahiptirler. Araştırmacılar farklı koşullarda bir dizi deney gerçekleştirmiş ve ısıl verimde saf suya kıyasla %87 oranında bir artış sağlamışlardır (Martin & Boran, 2021). Bu çalışmada solidworks flow simulation programı kullanılarak bir ısı değiştiricisi analizi yapılmıştır. Analiz hem saf su hem de grafen esaslı nano akışkanın verilerine göre gerçekleştirilmiş ve sonuçlar karşılaştırmalı olarak sunulmuştur.

MATERYAL VE METOD

Akış analizi için gövde borulu bir ısı değiştirici tasarlanmış ve bu ısı değiştiricide akışkan olarak su ve grafen bazlı bir nano akışkan kullanılmıştır.

Gövde borulu ısı değiştirici

Analizde kullanılan gövde borulu ısı değiştiricisinin boyutları, hem ısı transfer verimliliği hem de akışkan dinamiği performansını optimize etmek amacıyla dikkatle belirlenmiştir. Isı değiştirici gövde tarafında 68 mm dış çapa 60 mm iç çapa sahiptir. İç çapın dış çaptan belirgin olarak küçük tutulması, gövde ile borular arasındaki devridaim alanının oluşturulmasını sağlar ve bu alan, ısı transferinin etkinliğini artıran türbülanslı akışın gelişmesine olanak tanır. Boru tarafında ise iç çap 40 mm dış çap 48 mm olarak, boru uzunluğu 650 mm, gövdenin yatay uzunluğu 530 mm olarak çizilmiştir. Boru çapının seçimi, basınç kaybının makul seviyede tutulmasıyla birlikte ısı transfer katsayısının artırılması hedefiyle uyumludur. Isı değiştiricinin şekli şekil 1'de verilmiştir. Bu ısı değiştiricide zıt ya da aynı yönlü akış durumlarına göre analiz gerçekleştirilebilmektedir. Bu çalışmada zıt yönlü akış analiz edilmiştir. Sonuçların karşılaştırılabilmesi için iki farklı analiz yapılmış ve ilk analizde sıcak akışkan olarak 80 °C giriş sıcaklığında su, ikinci analizde yine 80° C'ta grafen nano akışkan seçilmiştir. Her iki analizde de soğuk akışkan sudur ve giriş sıcaklığı 15 °C'tır. Akışkanların kütlesel debileri 0.001kg/s olarak hesaba katılmıştır.



Şekil 1. Gövde borulu ısı değiştirici

Grafen nano akışkan

Analizde kullanılan nano akışkan hazırlanırken, temel akışkan olarak su kullanılmış ve suya ağırlıkça %2 oranında grafen ilave edilmiştir. (grafen nano plakacıklar diğer birçok nano parçacığa göre daha küçük boyutta ve daha yüksek ısı iletim katsayısına sahiptir.) Bu durumda nano akışkanın viskozitesi denklem 1 (Aramesh et al., 2019) kullanılarak 0,00093716 kg/ms, ısı iletim katsayısı denklem 2 (Sheikholeslami & Ganji, 2015) kullanılarak 0,668199 W/mK ve özgül ısı kapasitesi denklem 3 (Aramesh et al., 2019) kullanılarak 4126,96 J/kgK olarak hesaplanmıştır.

$$\frac{\mu_{nf}}{\mu_{bf}} = \frac{1}{(1-\varphi_{np})^{2.5}} \quad (1)$$

$$\frac{k_{statik}}{k_f} = 1 + \frac{3(\frac{k_p}{k_f}-1)\varphi}{\left(\frac{k_p}{k_f}+2\right)-(\frac{k_p}{k_f}-1)\varphi} \quad (2)$$

$$c_{p,nf} = \left(1-\varphi_{np}\right)c_{p,bf} + \varphi_{np}c_{p,np} \quad (3)$$

Bu özellikler dikkate alınarak akış analizi yapılmıştır. Bu parametreler programın veri tabanında yer almamakta olup yeni akışkan tanımlaması yapılarak nano akışkanın özellikleri programa girilmiştir. Suyun özellikleri programın veri tabanında yer almakta ve viskozitesi, ısı iletim katsayısı ve özgül ısı kapasitesi sırasıyla $1.002x10^{-3}$ kg/ms, 0.60 W/mK ve 4182 J/kgK 'dir.

Solidworks flow simulation

Akış analizi solidworks programı içerisindeki flow simulation sekmesi kullanılarak yapılmıştır. Öncelikle programın veri tabanında yer almayan yukarıda verilen nano akışkan özellikleri programa tanıtılmıştır. Sonrasında kıyaslama yapabilmek için hem saf su hem de grafen nano akışkan kullanılarak farklı farklı analizler gerçekleştirilmiştir. Soğuk akışkan (her iki senaryoda da saf su), dış boruya 15 °C sıcaklıkta (bu değer ortalama bir ortam sıcaklığına yakın ve endüstriyel uygulamalarda soğutma amaçlı yaygın kabul edilen bir başlangıç değeridir), sıcak akışkan ise iç boruya zıt yönde 80 °C sıcaklıkta (bu sıcaklık değeri ısı transferinin etkin gerçekleşebilmesi için yeterli termal gradyanın oluşturulmasına olanak tanıyacaktır.) giriş yapmaktadır. İlk durumda sıcak akışkan olarak saf su, ikinci durumda ise grafen nano plakacıklar içeren nanoakışkan kullanılmıştır. Akışkanların çıkış sıcaklıkları ve ısı transfer karakteristikleri SolidWorks Flow Simulation yazılımı tarafından bulunmuştur. Yazılım arka planda doğrudan Navier–Stokes denklemlerini ve bunların türevlerini kullanarak sonuca ulaşmaktadır. İlgili denklemler aşağıda verilmiştir (Solidworks Software, 2021).

$$\partial\rho/\partial t + \nabla\cdot(\rho V) = 0 \quad (4)$$

Bu denklem kütlenin korunumunu ifade etmektedir. Burada;
ρ: Yoğunluk
V: Hız vektörü
Sıkıştırılamaz akışta ∇·V = 0 olur.

$$\partial(\rho V)/\partial t + \nabla\cdot(\rho VV) = -\nabla p + \nabla\cdot\tau + \rho g \quad (5)$$

Bu denklem Momentum Korunumu (Navier–Stokes Denklemleri) denklemidir. Burada;
p: Basınç,
τ: Viskoz gerilme tensörü,
g: Yerçekimi ivmesini ifade eder.

$$\partial(\rho E)/\partial t + \nabla\cdot(V(\rho E + p)) = \nabla\cdot(k_{eff}\,\nabla T) + \Phi \quad (6)$$

Bu denklem enerji korunum denklemidir. Burada;
E: Toplam enerji (iç + kinetik),
T: Sıcaklık,
k_{eff}: Etkin ısı iletkenliği,
Φ: Viskoz ısı üretimi

$$q = -k\nabla T \quad (7)$$

Bu denklem Isı İletim (Fourier Kanunu) denklemidir. Burada;
k: ısı iletim katsayısı
∇ T: Sıcaklık farkını ifade eder.

Isı değiştiricinin çözümlenmesi

Isı değiştiricinin çözümlenmesinde logaritmik ortalama sıcaklık farkı yöntemi kullanılmıştır. Bu yönteme göre akışkanlar arasında aktarılan ısının miktarı, toplam ısı transfer katsayısının (U), ısı transfer yüzey alanı (A) ve logaritmik ortalama sıcaklık farkının çarpımına eşittir (Denklem 8) (Çengel & Ghajar, 2015). Isı değiştiricinin performansının kıyaslanabilmesi için her iki durumdaki toplam ısı transfer katsayıları hesaplanmıştır.

$$q = UA\Delta T_{ln} \quad (8)$$

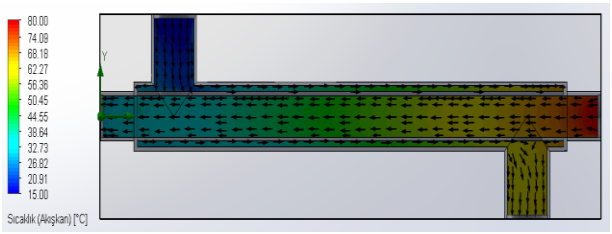
Burada q sıcak akışkandan soğuk akışkana birim zamanda aktarılan ısı miktarıdır ve denklem 9 (Çengel & Ghajar, 2015) ile bulunmuştur. U toplam ısı transfer katsayısıdır. A ısı transfer yüzey alanıdır ve iç borunun dış yüzey alanı dikkate alınarak hesaplanmıştır. ΔT_{ln} ise logaritmik ortalama sıcaklık farkı olup denklem 10 (Çengel & Ghajar, 2015) ile hesaplanmıştır. Denklem 10 te yer alana ΔT_1 ve ΔT_2 ifadeleri de ısı değiştiricinin giriş ve çıkış bölgelerindeki sıcaklık farklarını ifade etmektedir.

$$q = mc_p\Delta T \quad (9)$$

$$\Delta T_{ln} = \frac{\Delta T_1 - \Delta T_2}{\ln(\frac{\Delta T_1}{\Delta T_2})} \quad (10)$$

SONUÇLAR VE TARTIŞMA

Sıcak akışkan olarak grafen nano akışkanın kullanıldığı deneyden elde edilen, ısı değiştirici üzerinde oluşan sıcaklık dağılımı ve akışkan yönleri şekil 2 de görülmektedir. Şekilde görüldüğü gibi akışkanlar birbirlerine zıt yönde hareket etmektedir. Akışkanların giriş sıcaklıkları her iki deneyde de 80°C ve 15°C olarak programa girilmiş ve çıkış sıcaklıkları program tarafından hesaplanmıştır. Soğuk akışkan ısı almış ve sıcaklığı yükselmiş, sıcak akışkan da ısı verdiği için sıcaklığı düşmüştür. Ortaya çıkan renk dağılımından bu durum görülmektedir.



Şekil 2. Isı değiştirici üzerinde oluşan sıcaklık dağılımı

Sıcak akışkan olarak grafen nano akışkanının soğuk akışkan olarak suyun kullanıldığı deneyde nano akışkan sisteme 80°C sıcaklıkta girmiş ve sistemden 29.59 °C'ta çıkmıştır. Nano akışkanın kaybettiği ısı miktarı denklem 3'e göre 208.04 J/s olarak hesaplanmıştır. Benzer şekilde su sisteme 15°C sıcaklıkta girmiş ve sistemden 63.74°C'ta çıkmıştır. Suyun kazandığı enerji miktarı da 203.7 J/s olmuştur. Bu değerler dikkate alındığında iki akışkan arasında gerçekleşen ortalama ısı transferi miktarı 205.8 J/s olarak tespit edilmiş olur. İç borunun dış yüzeyi ısı transfer yüzey alanı olarak hesaba katılmış ve dış çapı 48 mm, uzunluğu 650 mm olduğu için bu alan 0.098 m^2 olarak hesaplanmıştır. Logaritmik ortalama sıcaklık farkı denklem 3 kullanılarak 15.4°C olarak bulunmuştur. Bu veriler denklem 1 de yerine yazılarak ortalama ısı transfer katsayısı 136.3 W/m^2K olarak bulunmuştur.
Hem sıcak hem de soğuk akışkan olarak suyun kullanıldığı deneyde de akışkanların giriş sıcaklıkları yine 80 °C ve 15°C seçilmiştir. Sıcak ve soğuk suyun çıkış sıcaklıkları da sırasıyla 30.09 °C ve 62.47 °C olmuştur. Bu durumda iki akışkan arasında gerçekleşen ortalama ısı transferi miktarı 203.5 J/s olmuştur. Bu deneyde logaritmik ortalama sıcaklık farkı ise 16.3 olarak bulunmuştur. Bu verilerinden yola çıkarak,

denklem 1 kullanılmış ve ortalama ısı transfer katsayısı 127.4 W/m^{2}K olarak bulunmuştur. Ortalama ısı transfer katsayısı arasındaki fark ısı transfer performansında % 6.5'lik bir artışın olduğunu göstermektedir. Bulunan değerler göstermiştir ki nano akışkan kullanımı logaritmik ortalama sıcaklık farkını düşürmüş ve dolayısıyla ortalama ısı transfer katsayısını artırarak ısı değiştiricinin ısıl performansını artırmıştır.

DEĞERLENDIRME

Bu çalışmada zıt akışlı bir gövde borulu ısı değiştiricinin analizi Solidworks Flow Simulation programı kullanılarak yapılmıştır. Analizde 2 farklı senaryo değerlendirilmiştir. Birinci senaryoda hem sıcak hem de soğuk akışkan olarak su tercih edilmiş, ikinci senaryoda ise sıcak akışkan olarak ağırlıkça %2 oranında grafen nano plakacıklar içeren nano akışkan kullanılmış soğuk akışkan ise ilk senaryodaki gibi su olarak tercih edilmiştir. Analizde nano akışkanın ısı transferini iyileştireceği öngörülmüş ve sonuçlar da bu öngörüyü desteklemiştir. Suyun kullanıldığı deneyde ısı değiştiricinin ortalama ısı transfer katsayısı 127.4 W/m^{2}K iken nano akışkan kullanılan deneyde bu değer 136.3 W/m^{2}K olarak bulunmuştur. Bu analiz sonuçları, grafen nano akışkanların kullanımının ısı değiştirici performansı üzerinde %6.5'lik bir iyileşme sağlandığını ortaya koymuştur.

KAYNAKLAR

Ahmed, R., Babat, A., Sözen, A., Martin, K., Aytaç Yilmaz, Z., Halil, &, & Variyenli, İ. (2022). Improvıng The Thermal Performance Of Concentrıc-Tube Heat Exchangers Usıng Magnetıc Nanofluıds. Heat Transfer Research, 53(15), 17–38. www.begellhouse.com

Alamanda, K. C., Nilapparai, S., Naveen, V., Prasad, Y. S., Subbiah, R., & Marichamy, S. (2021). Optimization and improvement of heat transfer through aluminium oxide based nano fluid. Materials Today: Proceedings, 45, 2198–2201. https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.10.110

Aramesh, M., Pourfayaz, F., Haghir, M., Kasaeian, A., & Ahmadi, M. (2019). Investigating the Effect of Using Nanofluids on the Performance of a Double-Effect Absorption Refrigeration Cycle Combined with a Solar Collector. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part A: Journal of Power and Energy, 1(1), 1–32. https://doi.org/10.1177/0957650919889811

Babat, R. A. A., Martin, K., Çiftçi, E., & Sözen, A. (2021). Experimental study on the utilization of magnetic nanofluids in an air-to-air heat pipe heat exchanger. Chemical Engineering Communications, 0(0), 1–11. https://doi.org/10.1080/00986445.2021.1977634

Çengel, Y. A., & Ghajar, A. J. (2015). Heat And Mass Transfer: Fundamentals & Applıcatıons, Fıfth Edıtıon. McGraw-Hill Education.

Karouei, S. H. H., Abbas, W. N., Ali, M., Nayyef, D. R., Hussein, K. K. A., Hammoodi, K. A., & Azizi, S. S. H. (2025). Numerical investigation of the effects of geometric and fluid parameters on the thermal performance of a double -tube spiral heat exchanger with a conical turbulator. Case Studies in Thermal Engineering, 65. https://doi.org/10.1016/j.csite.2024.105613

Koyun, T., & Avcı, S. (2014). Yeni Tasarlanan Bir Isı Değiştirgeci İle Konvansiyonel Isı Değiştirgeçlerinin Deneysel Olarak Araştırılması. Pamukkale University Journal of Engineering Sciences, 20(4), 116–122. https://doi.org/10.5505/pajes.2014.19483

Martin, K., & Boran, K. (2021). Isı Borulu Havadan Havaya Isı Değiştiricisinde CuO+Fe/Saf Su ve CuO/Saf Su Nano Akışkanlarının Kullanımının Isıl Performansa Etkisinin İncelenmesi. Journal of Polytechnic, 24(3), 763–770. https://doi.org/10.2339/politeknik.716768

Öğüt, E., & Dilki, S. (2024). Borulu Bir Isı Değiştiricide Kullanılan Nanoakışkanların Isıl ve Hidrolik Performansa Olan Etkisinin Sayısal Olarak İncelenmesi. Politeknik Dergisi, 27(1), 313–328. https://doi.org/10.2339/politeknik.1011690

Parveez, M., & Hanief, M. (2022). Enhancement of heat transfer in helical coil heat exchangers using nano-fluids. Chemical and Process Engineering - Inzynieria Chemiczna i Procesowa, 43(2), 279–283. https://doi.org/10.24425/cpe.2022.140832

Puri, D. B., Naik, B. N., & Mane, P. A. (2025). Investigation of shell-and-tube and plate heat exchangers as an evaporators with nanofluids. Applied Thermal Engineering, 277. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2025.127059

Rao, M. S. E., Sreeramulu, D., & Naidu, D. A. (2016). Experimental Investigation of Heat transfer rate of Nano fluids using a Shell and Tube Heat exchanger. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, 149(1). https://doi.org/10.1088/1757-899X/149/1/012204

Shabi, O. A., Alhazmy, M., Negeed, E. S. R., & Elzoghaly, K. O. (2024). Experimental investigation of shell and helical coiled heat exchanger with Al2O3 nano-fluid with wide range of particle concentration. Frontiers in Mechanical Engineering, 10. https://doi.org/10.3389/fmech.2024.1386254

Sheikholeslami, M., & Ganji, D. D. (2015). Nanofluid flow and heat transfer between parallel plates considering Brownian motion using DTM. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 283, 651–663. https://doi.org/10.1016/j.cma.2014.09.038

Solidworks Software. (2021). SolidWorks Flow Simulation 2021 Technical Reference.

ENTROPY GENERATION IN HEAT EXCHANGERS DURING STEP CHANGES WITH TEMPERATURE DEPENDENT PROPERTIES

Erdem ERSAYIN*
*Manisa Celal Bayar Üniversitesi, Mühendislik ve Doğa Bilimleri Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü
MANİSA, erdem.ersayin@cbu.edu.tr

Abstract: This study examines entropy generation in heat exchangers subjected to step changes in inlet conditions, focusing specifically on temperature-dependent fluid properties. While existing analyses typically employ constant thermophysical property assumptions, real fluids - particularly gases and refrigerants - demonstrate substantial variations in specific heat, viscosity, and thermal conductivity. Therefore, standard entropy generation formulations are extended through incorporation of temperature-dependent property models. A representative case study shows that conventional constant-property approaches can introduce up to 9% error in entropy generation predictions. The results highlight the necessity of accounting for property variations in thermodynamic assessments of dynamic thermal systems.
Keywords: Entropy generation, transient heat transfer, variable thermophysical properties

Özet: Bu çalışmada giriş koşullarında ani değişimlere maruz kalan ısı değiştiricilerindeki entropi üretiminin sıcaklığa bağlı akışkan özellikleri kullanılarak incelemesi yapılmıştır. Analizlerde genel olarak akışkanların sabit termofiziksel özellikleri kullanılıyor olsa da, özellikle gazlar ve soğutucu akışkanlarda özgül ısı, viskozite ve ısıl ilektkenlik gibi özellikler sıcaklığa bağlı değişimlerden önemli derecede etkilenmektedir. Bu sebeple, entropi üretim formüllerinde sıcaklığa bağlı özellikler kullanılmıştır. Yapılan örnek analizlere göre de geleneksel sabit termofiziksel özellik yaklaşımının sıcaklığa bağlı değişimin ele alındığı sonuçlara göre %9'a kadar hatalı olabileceği görülmüştür. Analiz sonuçları dinamik ısıl sistemlerin termodinamik incelemesinde termofiziksel özelliklerin sıcaklığa bağlı değişiminin dikkate alınmasının önemini ortaya koymaktadır.
Anahtar Kelimeler: Entropi üretimi, geçişi ısı transferi, değişken termofiziksel özellikler

INTRODUCTION

Heat exchangers play an important role in industrial applications where efficient thermal energy exchange is essential. While preliminary thermodynamic analyses often assume steady-state conditions, real-world systems, such as those in geothermal energy, automotive thermal management, and chemical processing, rarely operate under such idealized conditions. Instead, they are frequently subjected to time-dependent variations in inlet temperatures, flow rates, or thermal loads. These transient phenomena significantly affect system behavior, making it crucial to analyze heat exchanger performance dynamically, especially in terms of entropy generation, which quantifies thermodynamic irreversibility.

Several studies have extended classical entropy generation theory into transient regimes. For instance, Adams and Nash (2018) examined how step changes in inlet conditions influence entropy production, demonstrating that transient conditions can deviate markedly from steady-state predictions (Adams and Nash, 2024). Zhang et al. (2020) further linked transient entropy generation to transition time, emphasizing that system flexibility is bounded by the rate at which conditions change (Zhang *et al.*, 2020). Ji et al. (2024) experimentally evaluated entropy evolution under cyclic and stepped disturbances, offering key insights into real-time exergy losses during startup and load variations (Ji, Lv and Zhou, 2024).

In parallel, other researchers have highlighted the importance of temperature-dependent thermophysical properties in transient thermal systems. Salimpour (2008) showed experimentally how property variation in engine oil alters heat transfer behavior (Salimpour, 2008), while Wu et al. (2024) demonstrated that strong property fluctuations near the critical point affect the stability of a supercritical CO_2 precooler (Wu *et al.*, 2024). Subramaniyan et al. (2024) confirmed that accurate transient prediction in natural circulation loops required full temperature-dependent modeling (Subramaniyan *et al.*, 2024). Similarly, Ali et al. (2025) incorporated variable properties in a parametric study of concentric heat exchangers, noting significant impact on heat

transfer, exergy, and economic performance (Ali *et al.*, 2025).

Dynamic modeling approaches have also gained attention. Wang et al. (2024) developed a transient model for vertical condensers and identified distinct lag and response zones (Wang *et al.*, 2024). Aasi and Mishra (2025) analyzed a three-fluid heat exchanger's performance under disturbances (Aasi and Mishra, 2025), while Zhang et al. (2024) conducted a dynamic exergy assessment of a feedwater heater during startup, directly linking entropy generation to efficiency losses (Zhang, Tian and Ma, 2024).

Despite these contributions, an integrated study that simultaneously captures the effects of transient inlet conditions and temperature-dependent fluid properties on entropy generation remains limited. This study addresses that gap by analyzing transient entropy generation in a counter-flow double-pipe heat exchanger subjected to a step change in hot fluid inlet temperature. Both working fluids—propane and water—are modeled with temperature-dependent properties to reflect realistic thermal behavior. The objective is to evaluate how step timing and magnitude affect entropy production and to derive insights for improving thermal system design and control under dynamic conditions.

MATERIALS AND METHODS

System Description

The system under investigation is a counter-flow double-pipe heat exchanger composed of two concentric circular tubes. The inner tube, through which water flows, has a diameter of 3 cm, while the outer tube, which carries propane, has a diameter of 3.5 cm. The total length of the heat exchanger is 10.6 m, chosen to represent a practical configuration for achieving significant heat transfer between the working fluids.

The mass flow rates of the fluids are 0.25 kg/s for water and 0.3 kg/s for propane. Initially, the water enters the inner tube at a temperature of 20 °C, while the propane enters the outer tube at a higher temperature of 110 °C. The fluids flow in opposite directions, establishing a counter-flow configuration, which is known to enhance thermal efficiency by maintaining a higher mean temperature difference along the exchanger length. A schematic diagram of the heat exchanger, showing the flow configuration and boundary conditions, is presented in Figure 1. The system is modeled assuming one-dimensional flow, negligible axial conduction, and perfect insulation from the environment.

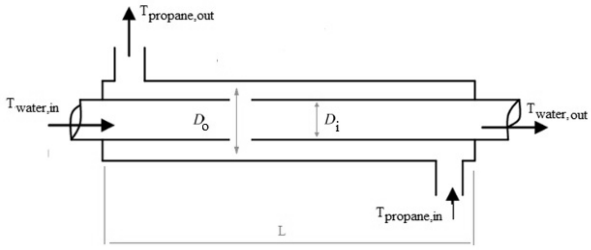


Figure 1. Schematic description of the heat exchanger

The system is analyzed under transient conditions for a total duration of 200 seconds. A step change in the inlet temperature is applied to simulate unsteady thermal behavior, and the timing of this step change is varied in different simulations to investigate its impact on the entropy generation and outlet temperature response. The aim is to explore how different magnitudes and timings of thermal disturbances affect the system's thermodynamic irreversibilities and thermal performance over time.

Methodology

The transient thermal behavior and entropy generation of the heat exchanger are analyzed using a lumped-capacity model. This approach focuses on the temporal dynamics driven by step changes in inlet conditions and temperature-dependent fluid properties

The analysis is based on the following key assumptions:
Lumped-Capacity (0D) Model: Each fluid within the heat exchanger is assumed as a single control volume with a uniform, time-varying bulk temperature. This simplification is employed to focus on the overall system response time and average entropy generation rates without the computational complexity of spatial discretization. It is most applicable when temporal gradients dominate the system's response.
Flow Conditions: The mass flow rates for both fluids are constant.
Heat Transfer: Heat transfer to the surroundings is negligible. Axial conduction along the pipe walls is also neglected.
Fluid Properties: The thermophysical properties of both fluids (specific heat c_p, thermal conductivity k, and dynamic viscosity μ) are assumed as functions of temperature.

Governing Equations

Let $T_h(t)$ and $T_c(t)$ be the bulk mean temperatures (in Kelvin) of the hot and cold streams.The inlet temperature of the hot fluid is subjected to a step change at time $t=t_s$:

$$T_{h,in}\ t = \begin{cases} T_{h,0} & \text{for} \quad t < t_s \\ T_{h,0} + \Delta T_{step} & \text{for} \quad t \geq t_s \end{cases} \tag{1}$$

The energy balance for each fluid stream yields a coupled system of ordinary differential equations:

$$\frac{dT_h}{dt} = \frac{\dot{m}_h c_{p,h}(T_h)(T_{h,in}(t) - T_h) - UA(T_h - T_c)}{m_h c_{p,h}(T_h)}$$
$$\frac{dT_c}{dt} = \frac{\dot{m}_c c_{p,c}(T_c)(T_{c,in}(t) - T_c) - UA(T_h - T_c)}{m_c c_{p,c}(T_c)} \quad (2)$$

where $\dot{m}$ is the mass flow rate, m is the total mass of the fluid within the exchanger, U is the overall heat transfer coefficient, and A is the heat transfer surface area.

Fluid Properties and Heat Transfer

The temperature-dependent thermophysical properties for water and propane are calculated using the correlations provided in Table 1 and Table 2 (*Thermophysical Properties of Fluids. II. Methane, Ethane, Propane, Isobutane, and Normal Butane*).

Table 1. Temperature dependent property equations of water

Water	Equation
Thermal conductivity	$k = 0.561 + (1.9)(10^{-3})(T) + (1.2)(10^{-3})(T^2)$
Specific heat	$c = 4183.3 + (3.7)(T) - (0.222)(T^2) + (0.0009)(T^3)$
Dynamic viscosity	$\mu = (2.414)(10^{-5})(10^{(247.8)/T+140)})$

Table 2. Temperature dependent property equations of propane

Propane	Equation
Thermal conductivity	$k = 15 + (0.05)(T) + (-1)(10^{-4})(T^2)$
Specific heat	$c = 2100 + (1.5)(T) + (0.005)(T^2)$
Dynamic viscosity	$\mu = (1.2)(10^{-5}) + (10^{-7})(T) + (2)(10^{-10})(T^2)$

The Reynolds (Re) and Prandtl (Pr) numbers are evaluated at the bulk fluid temperatures.

$$Re = \frac{\rho V D}{\mu(T)} = \frac{4m}{\pi D \mu(T)} \quad (3)$$

$$Pr = \frac{c_p(T)\mu(T)}{k(T)} \quad (4)$$

The convective heat transfer coefficients (h_c,h_h) are evaluated using the Dittus-Boelter correlation for fully developed turbulent pipe flow.

$$Nu = \frac{hD}{k} = 0.023 Re^{0.8} Pr^n \quad (5)$$

where n=0.4 for heating (water) and n=0.3 for cooling (propane)
The overall heat transfer coefficient, U, neglecting wall resistance can be found by using the equation given below.

$$U = \left(\frac{1}{h_c} + \frac{1}{h_h}\right)^{-1} \quad (6)$$

Entropy Generation Rate
The instantaneous entropy generation rate is due to heat transfer across a finite temperature difference is given by:

$$\dot{S}_{gen} = \frac{UA(T_h - T_c)^2}{T_h T_c} \quad (7)$$

Entropy generation from fluid friction is assumed to be negligible in comparison.
The total entropy generated over the simulation time from t=0 to t_{final} is the integral of this rate:

$$S_{gen,total} = \int_0^{t=t_{final}} \dot{S}_{gen}(t)\,dt \quad (8)$$

Exergoeconomics Analysis

To translate the thermodynamic inefficiency into an economic metric, the cost rate associated with exergy destruction had been calculated. The exergoeconomic analysis of the heat exchanger is based on the cost balance equation, which relates the cost rates of inlet and outlet exergy streams, the cost rate of exergy destruction (irreversibility), and the capital investment cost rate of the heat exchanger. The main equations are given below.

$$\dot{C}_{in} + \dot{Z} = \dot{C}_{out} + \dot{C}_d \quad (9)$$

In this equation $\dot{C}_{in}$ term is the total cost rate of exergy entering the heat exchanger while $\dot{C}_{out}$ term is the total cost rate of exergy leaving the heat exchanger. $\dot{C}_d$ denotes the cost rate associated with the irreversibilities and $\dot{Z}$ is capital cost rate.

In general form, the cost rate of an exergy stream $\dot{C}$, is calculated as the product of the specific cost rate and the exergy flow rate $\dot{E}x$.

Numerical Solution
The coupled ordinary differential equations for $T_h(t)$ and $T_c(t)$ form an initial value problem. The system is solved numerically using Python's SciPy library, over a total simulation time of 200 s.

RESULTS AND DISCUSSION

To quantify the impact of the constant-property assumption, a comparative analysis was performed. The system's response was simulated under both variable and constant property models across three parametric studies. The system's response was simulated under both variable and constant property models across three parametric

studies, with the results summarized in Tables 3-5 and Figure 2.

Effect of Step Change Magnitude

In the first case, the system was subjected to step changes of ΔT = 10°C, 20°C, and 30°C. As shown in Table 3, the constant-property model systematically underestimates the total entropy generated. This error is most obvious for the smallest step change (5.3% for ΔT=10°C). This phenomenon occurs because at lower thermal driving forces, the overall irreversibility is more sensitive to the accuracy of the overall heat transfer coefficient, U and the variable-property model captures the dynamic changes in U. At larger step changes, the $(T_h-T_c)^2$ term dominates the entropy generation calculation, reducing the relative impact of the error in U.

Table 3. Total entropy generation comparison for different step temperatures

ΔT (°C)	Total Entropy Generation (J/K) Variable Properties	Total Entropy Generation (J/K) Constant Properties	Error (%)
10	1658.36	1596.36	5.3
20	1907.23	1844.44	3.3
30	2130.03	2106.61	1.1

Effect of Mass Flow Ratio

In the second case, the ratio of the hot fluid (propane) to cold fluid (water) mass flow ratewas varied. Table 4 reveals that the modeling error is inversely related to the mass flow rate ratio, peaking at 9.5% for the lowest ratio. This is related to fluid residence time. At a low flow rate, the hot fluid stays longer within the exchanger, causing its temperature to change substantially from inlet to outlet. This wide temperature variation means its average properties deviate significantly from the initial conditions, thus magnifying the inaccuracy of the constant-property assumption.

Table 4. Total entropy generation comparison for different flow rate ratios

Flow Rate Ratio	Total Entropy Generation (J/K) Variable Properties	Total Entropy Generation (J/K) Constant Properties	Error (%)
0.8	1540.43	1394.23	9.5
1	1742.80	1936.51	6.1
1.2	1907.23	1844.44	3.3

Effect of Step Change Timing

Delaying the thermal disturbance reduces the total entropy generated by allowing the system to operate longer in its initial, more efficient state. However, Table 3 shows that the modeling error increases as the step is applied at later times, reaching 5.0% when the step occurs at 100 seconds. This increase is due to the fact that, by the time the disturbance is introduced, the system has already reached a pre-disturbance steady state in which the fluid temperatures have shifted from their initial values. Since the constant-property model remains fixed at the original inlet conditions, it becomes less accurate in representing the actual state of the system, leading to a greater error when the disturbance is applied.

Table 5. Total entropy generation comparison for different step timing

Step Time	Total Entropy Generation (J/K) Variable Properties	Total Entropy Generation (J/K) Constant Properties	Error (%)
10	1907.23	1844.44	3.3
50	1815.02	1741.99	4
100	1700.08	1614.29	5

The collective results, depicted in Figure 2, present a clear and unified conclusion: the assumption of constant thermophysical properties leads to a systematic underestimation of the true thermodynamic irreversibility in transient heat exchanger operation. The magnitude of this error is itself a function of the operating conditions, becoming most significant in scenarios that maximize the deviation of the fluid's state from its initial condition, such as low flow rates and delayed disturbances.

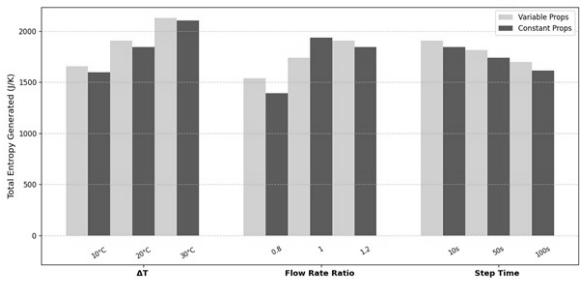


Figure 2. Total Entropy Generation Comparison

Exergoeconomic Analysis Results

The exergoeconomic analysis translates these thermodynamic findings into tangible costs. For the representative case of ΔT = 10°C, the constant-property model predicts an exergetic efficiency of 0.29 and an exergy destruction cost rate of 501.2 $/h. In contrast, variable-property model reveals a lower efficiency of 0.21 and a higher cost rate of 511.7 $/h. This discrepancy confirms that simplifying the model not only overestimates thermodynamic performance but also underestimates the associated operational costs, providing a misleading economic outlook.

CONCLUSIONS

In this study, it was demonstrated that assuming constant properties leads to a systematic underestimation of the total entropy generated, with errors ranging from 1% to over 9% depending on the operating conditions. The primary conclusions are:

- The modeling error is most pronounced for smaller thermal disturbances and lower mass flow rate ratios, where the system's behavior is more sensitive to nuanced changes in fluid properties.
- Delaying a system disturbance reduces the total entropy generated but increases the relative error of the constant-property model.

The findings of this paper have also direct practical and economic consequences. Since entropy generation is a measure of exergy destruction, underestimating it by 5-10% leads to flawed predictions of real-world operational costs, such as fuel and electricity consumption. Furthermore, designing control strategies or sizing equipment based on an inaccurate model can lead to suboptimal performance, missed efficiency targets, and poor capital investment.

Future research should extend this analysis to a distributed (1D) model to investigate the interplay of axial temperature gradients with these transient effects and include an analysis of frictional entropy generation for a more comprehensive assessment.

SYMBOLS

A	Area [m^2]
c	Specific heat [J/kgK]
$\dot{C}$	Cost rate of exergy stream [$/h]
D	Diameter [m]
h	Convective heat transfer coefficiecnt [W/m^2K]
k	Thermal conductivity [W/mK]
m	Mass [kg]
$\dot{m}$	Mass flow rate [kg/s]
μ	Dynamic viscosity [Pa.s]
Nu	Nusselt number [=hD/k]
Pr	Prandtl number [=cμ/k]
Re	Reynolds number [=ρVD/μ]
S	Entropy[J/K]
$\dot{S}$	Entropy generation rate [J/K.s]
t	Time [s]
T	Temperature [^oC,K]
U	Overall heat transfer coefficient [W/m^2K]
$\dot{Z}$	Capital cost rate [$/year]

REFERENCES

Aasi, H.K. and Mishra, M. (2025) 'Dynamic efficacy of compact cross-flow three-fluid heat exchanger in response to flow and temperature perturbation', Thermal Advances, 3, p. 100045. Available at: https://doi.org/10.1016/J.THRADV.2025.100045.

Adams, T. and Nash, A. (2024) 'Entropy Generation Analysis for Heat Exchanger Operation Subject to Step Changes in Inlet Conditions', pp. 1–8. Available at: https://doi.org/10.11159/htff24.265.

Ali, S. et al. (2025) 'Heat transfer, exergy, and cost: A sustainable analysis of concentric tube heat exchangers', Case Studies in Thermal Engineering, 68, p. 105833. Available at: https://doi.org/10.1016/J.CSITE.2025.105833.

Harvey, A.H. (no date) 'Thermodynamic Properties of Water: Tabulation from the lAPWS Formulation 1995 for the Thermodynamic Properties of Ordinary Water Substance for General and Scientific Use'.

Ji, M., Lv, L. and Zhou, H. (2024) 'Experimental study of the effect of cyclic and stepped temperature and flow rate change operations on the solid particle/thermal oil fin-tube heat exchanger', Journal of Energy Storage, 103, p. 114335. Available at: https://doi.org/10.1016/J.EST.2024.114335.

Salimpour, M.R. (2008) 'Heat transfer characteristics of a temperature-dependent-property fluid in shell and coiled tube heat exchangers', International Communications in Heat and Mass Transfer, 35(9), pp. 1190–1195. Available at: https://doi.org/10.1016/J.ICHEATMASSTRANSFER.2008.07.002.

Subramaniyan, P. et al. (2024) 'Fourier series-based modelling of the effects of thermal coupling on the transient dynamics of component loops in a coupled natural circulation loop', Chemical Engineering Science, 296, p. 120176. Available at: https://doi.org/10.1016/J.CES.2024.120176.

Thermophysical Properties of Fluids. II. Methane, Ethane, Propane, Isobutane, and Normal Butane (no date). Available at: https://srd.nist.gov/jpcrdreprint/1.555785.pdf (Accessed: 1 July 2025).

Wang, Z. et al. (2024) 'Heat transfer characteristics of vertical condensers under unsteady boundary conditions: Dynamic modeling, experiment validation, and parametric analysis', International Communications in Heat and Mass Transfer, 159, p. 107948. Available at: https://doi.org/10.1016/J.ICHEATMASSTRANSFER.2024.107948.

Wu, Z. et al. (2024) 'Dynamic heat transfer characteristics of printed circuit precooler in supercritical CO2 Brayton cycle', Applied Thermal Engineering, 257, p. 124230. Available at: https://doi.org/10.1016/J.APPLTHERMALENG.2024.124230.

Zhang, K. et al. (2020) 'Entropy generation versus

transition time of heat exchanger during transient processes', Energy, 200, p. 117490. Available at: https://doi.org/10.1016/j.energy.2020.117490.

Zhang, Z., Tian, Z. and Ma, X. (2024) 'Dynamic exergy analysis of feed water heater in nuclear power plant during start-up process', Energy, 292, p. 130499. Available at: https://doi.org/10.1016/J.ENERGY.2024.130499.

OPTIMUM NEUTRONIC EFFICIENCY AND THERMAL ANALYSIS OF 5GWe PWR TYPE NUCLEAR REACTOR

[1]Aybaba HANÇERLİOĞULLARI,[2]Adnan SÖZEN,[3]Rezvan REZAIZADEH,[4]İlknur ŞAHİN,[5]Ramadan AGOUB,[6]Rafa ELSHARA

[1]Kastamonu University, Faculty of Science, Department of Physics, Kastamonu
[2]Alparslan Türkeş Science and Technology University, Sarıçam /Adana and
[2]Gazi University, Faculty of Technology Energy Systems Engineering / Ankara
[3]Applied Science University, Faculty of Basic Science, Department of Enginering, Ahwaz, Iran
[4]Kastamonu University, Central Research Laboratory Application and Research Center, Kastamonu
[5,6]Kastamonu University, Department of Material Science and Engineering, Kastamonu

Abstract
Nuclear power plants took their place in energy production with the emergence of the splitting of the atomic nucleus, which is the beginning of nuclear technology, and the use of the great energy that emerged in the production of electrical energy has been a great success. Nuclear technology, which science has put into the service of humanity in the last century, is widely used in every area of our lives today. In this study, the heat losses and efficiency calculations in the reactor circuit elements of 5GWe, PWR type fission reactor plant during the year calculated. In order to minimize the thermal losses to the optimum value, the cylindrical Bessel equations used analytically. In addition, the MCNP nuclear code was used to calculate various neutron losses originating from the neutron-enriched uranium (UO_2) fuel between (%3-5) and the reactor coolant, reactor control unit, and the critical, reactivity (Keff) operation of the nuclear reactor (DPT, 1996). Reactivity, determines whether the reactor is critical. If it is equal to 1, the reactor is critical. The change in this value with time is related to the fuel combustion. It is directly related to the neutron flux and thermal-hydraulic conditions. The results compared with the calculations in various software programs (deep learning model, fuzzy model, intuitive model). Core neutronic analysis is very important to understand the reactor's reactivity, power distribution and fuel combustion process. Thermal neutrons interact with the uranium (UO_2) fuel and initiate fission reactions. MCNP is used to simulate the neutron flux and core behavior. Deterministic methods, solving the neutron flux using the finite difference method (FDM) or finite element method (FEM) (Taotao et al., 2020). Parameters such as the neutron source used in this model, fuel rod properties and moderator behavior are very important. Thermal-hydraulic analysis determines the efficiency of the reactor's cooling system, the temperature distribution of the fuel and how the coolant flow behaves. When simulating the heat distribution in the core, it is generally considered that the fuel rod temperatures should not exceed the limiting values. Additionally, optimizing the coolant flow rate is crucial for heat transfer.
Keywords: Pwr, Uranyum Oksit, Deep Learning Model, Fuzzy Model, Mcnp

INTRODUCTION

Nuclear energy is considered an important option to meet global energy needs today. Countries with nuclear technology can have a more effective international position thanks to their uranium reserves. Uranium is the basic raw material used in nuclear energy production. Especially the 235U isotope is used in nuclear reactors and some nuclear weapons because it is easily fissionable. The isotopes found in nature are U-238 (99.3%), U-235 (0.7%) (MDPI, 2025). In this study, the use of mox (mixed oxide) fuel in 5000 MWe PWR containing 2%, 3.5% and 5% PuO_2 was analyzed and neutronic and thermal analyses performed to enrich 235U fuel and 3.5% PuO_2 was determined as the optimum balance in terms of safety and efficiency (Lee, 1990). Turkey has rich mineral deposits in terms of thorium resources and energy policies. In fact, it is among the top 3 countries in the world. As a result of studies conducted by the General Directorate of Mineral Research and Exploration (MTA), approximately 400,000 tons of visible thorium reserves with a grade of 0.2% were determined. However, the economic extraction of this reserve is limited due to its low grade and complex ore structure. Nuclear power plants can produce large amounts of energy with a small amount of uranium fuel, as a small comparison, the energy obtained from 1 kg of uranium is approximately equal to the energy obtained from 20,000 kg of coal [28-30]. Enriched uranium (3%-5%), which is the basic fuel of nuclear reactors, is used as fuel in pressurized water reactors (PWR), boiling water reactors (BWR) and fast reactors Turkey has

rich mineral deposits in terms of thorium resources and energy policies. In fact, it is among the top 3 countries in the world. As a result of studies conducted by the general directorate of mineral research and exploration (MTA), approximately 400,000 tons of visible thorium reserves with a grade of 0.2% determined. However, the economic extraction of this reserve is limited due to its low grade and complex ore structure (Kaya, 2008)(Yörükoğlu, 2015)(Osmanlıoğlu, 2015). Turkey has rich mineral deposits in terms of thorium resources and energy policies. In fact, it is among the top 3 countries in the world. As a result of studies conducted by the general directorate of mineral research and exploration (MTA), approximately 400,000 tons of visible thorium reserves with a grade of 0.2% were determined. The importance and potential of boron element among new energy sources are discussed in the context of Turkey's energy strategy. However, the economic extraction of this reserve is limited due to its low grade and complex ore structure. It is also very important in different areas, enriched uranium is used in nuclear weapons, medical isotope production and space technologies. When compared to other energy sources in terms of carbon emission, it plays an effective role in the fight against climate change and low carbon emission. It does not emit CO_2 like fossil fuels, therefore it is important in the fight against climate change. It provides continuous and reliable energy and continuous energy without being dependent on uninterrupted weather conditions compared to renewable sources such as solar and wind. Table-1 shows the comparison of nuclear energy with other energy sources in terms of its important features. Uranium reserves in Turkey are quite low. Uranium reserves in Turkey are quite limited and are around 9,000 tons. Known regions in Turkey; Manisa (Köprübaşı), Aydın, Sivas and Uşak and research has been done in the surrounding areas. When the 4800 MWe PWR reactor in Mersin-Akkuyu operates at full capacity, approximately (80-100) tons of enriched uranium fuel be needed per year (Yörükoğlu, 2015)(Osmanlıoğlu, 2015). Naturally, the necessary fuel will be provided by the Russian government (Rosatom) as required by the agreement. The enrichment of uranium is strictly controlled by the International Atomic Energy Agency (IAEA). Enrichment has a very strategic importance and also requires high technology. Enrichment and waste management require not only resources but also technology. According to the data on world uranium reserves. They have approximately 6 million tons of extractable uranium. The countries with the largest uranium reserves are Austria, Kazakhstan, Canada, Russia and South Africa. The total reserves of these countries are, respectively, (28, 15, 10, 8, 5%) and their total reserves are 64% of the world average (IAEA, 2006)(Kennedy & Eberhart, 1995)(Stacey, 2018)(MCNP Team, 2005)

Table-1. Comparison of Some Important Features of Energy Sources (US NRC, 2022)

Energy Source	Carbon Emission	Continuity	Cost	Security	Waste Problem
Nuclear Energy	low	high	medium	medium	yes
Coal	high	high	low	low	yes
Natural Gas	medium	high	medium	medium	low
Solar	no	low	high	high	no
Wind	no	medium	medium	high	no
Hydroelectric	low	medium	medium	high	no

Mixed Oxide (MOx) fuel is used in modern reactors to recycle plutonium and improve sustainability. In our study, optimum enrichment for high power output in a large pwr was investigated. As a methodology, simulations for neutron calculations were used using Keff and mcnp nuclear code for neutron flux calculations. Thermal simulations were supported by analytical evaluations with matlab to determine temperature profiles.

MATERIALS AND METHODS

Neutronic Analysis

In nuclear power plants, especially in fission-based reactors such as pressurized water reactors (Pwr), neutronic and thermal efficiency analyses are of critical importance for reactor safety and energy production efficiency. This study comparatively examines the modeling results performed on Pwr reactor with a capacity of 5000 MWe using mcnp (monte carlo n-particle), deep learning, fuzzy logic and heuristic methods (e.g. genetic algorithm, particle swarm optimization) (Dubois & Prade, 1997). By using of the mcnp code, the criticality Keff values for the reactor to continue on its own for 2%, 3.5% and 5% PuO_2 enrichment calculated as 1.04, 1.08 and 1.11 respectively. Nuclear flux and nuclear power distribution maps calculated in the mcnp code system and shown in detail in Figure-1. Average K_{eff} = 1.08, RMSE between 3.5% and 5%; 0.02. The standard deviation and variance show that 3%-5% provides the most stable and efficient configuration. For long term operation and fuel cycle efficiency at 5000 MWe pwr, 3.5% PuO_2 enrichment in MOx fuel is calculated as ideal. For neutronic analysis, effective multiplication factor (Keff) and reactivity are calculated. Various neutronic records with respect to fuel enrichment % are shown in detail respectively. It offers a high safety margin but for a relatively low power output scenario, respectively; a) Effective multiplication factor (Keff; 1.05) for 2% PuO_2 MOx fuel, reactivity; 4.76%, power density: 90 W/cm^3, fuel centerline temperature rise

(ΔT~88 K) b) The most balanced case in terms of thermal and neutronic performance is calculated as 3.5% enrichment PuO_2 MOx fuel effective multiplication factor (Keff = 1.12), reactivity; 10.71%, power density: 110 W/cm^3, fuel centerline temperature rise (ΔT ~108 K).

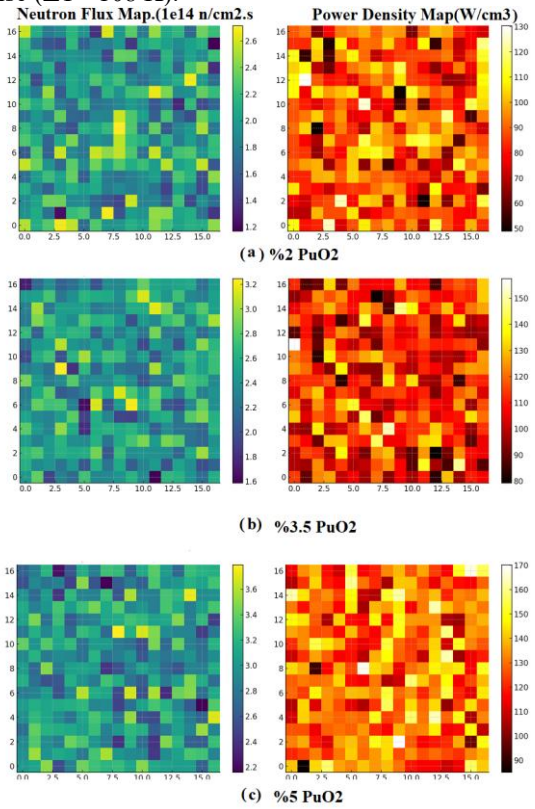


Figure-1 shows the Nuclear flux and power distribution maps (2%, 3.5%, 5% PuO_2) (IAEA, 2006)(Kennedy & Eberhart, 1995)(Stacey, 2018)(MCNP Team, 2005)

High power density but increased thermal stress and control risk c) For 5% PuO_2 MOx fuel, effective multiplication factor (Keff = 1.20), reactivity: 16.67%, power density: 130 W/cm^3, fuel centerline temperature rise (ΔT~128 K) is calculated. The operation of ^{241}Am–^{9}Be neutron production source is shown in Figure-2. At Figure-3 show that the MOx fuel rod max temperature fuel enrichment distribution and Figure-4 shows the MOx fuel rod temperature profiles (%2, %3.5, %5 PuO_2). For the estimated MOx fuel cost analysis, natural uranium fuel: ~$1300 per kg HM, MOx production: ~$2000–3000 per kg HM, reprocessing and transportation: ~$800 per kg HM, estimated annual MOx requirement for 5000 MWe is ~25 tons, annual fuel cost: ~$60–75 million. In this research, mcnp (monte carlo n-particle) is a physical simulation model that solves neutron and radiation transport stochastically, and reactor efficiency and neutronic analysis estimation is made with deep learning artificial neural networks. Some neutronic and thermal efficiency results in the reactor are modeled with interval variables with fuzzy logic model. Table-2 shows the neutronic and thermal optimum values of the reactor with Matlap and Phyton/Mcnp/Open. For the 5000 MWe capacity pwr (pressurized water reactor), different modeling methods (Mcnp, deep learning, fuzzy logic and heuristic models) used to analyze the Keff (effective multiplication coefficient, neutron flux (ϕ), thermal efficiency (η), simulation time, precision and adaptation neutronic and thermal efficiency, are detailed below both in Table-2 and with mathematical expressions in statistical calculations (Dubois & Prade, 1997) (Lee, 1990) (US NRC, 2022)(X-5 Monte Carlo Team, 2003)(Goodfellow, Bengio, & Courville, 2016)(Zadeh, 1965). If the modeling methods need to be explained in detail, the mcnp model provides the most accurate Keff values based on physical simulation, deep learning and heuristic models provide very close estimates, and the fuzzy model gives a wide range for situations with uncertainty.

Thermal Analysis

The temperature distribution calculated using Fourier heat law. The maximum temperatures for 2%, 3.5% and 5% are found as 1150°C, 1080°C and 1020°C respectively. As a result, better heat distribution is shown at high enrichment. While 5% PuO_2 has higher reactivity, thermal margin is narrow. 3.5% better thermal stability and flatter power distribution and fuel distribution profile are shown in Figure -5 for MOx fuel rod temperature difference profiles (%2, 3.5, 5% PuO_2). For thermal analysis, radial temperature distribution in MOx fuel rods calculated. 2% PuO_2; keff = 1.05, reactivity = 4.76%, power density = 90 W/cm^3, ΔT = 88 K, fuel radius 4.2 mm and thermal conductivity 4.5 W/mK taken. A safe optimum operation has been achieved with lower power production. According to the analysis, the optimum MOX enrichment is 3.5% PuO_2. This level allows controlled reactivity while providing sufficient thermal performance. Although 5% PuO2 provides higher power, it has pushed safety limits. In Figure-6, the 2D section (17x17) of an economical 5000 MWe Pwr reactor with fuel rod distribution and other circuit elements are shown. Also, in Figure-7, the fuel control and neutron load distribution of the fuel rod and 1 control rod of the Pwr reactor (17x17) are shown. It is shown in Figure-7 and Figure-8. Heuristic methods, genetic algorithm, neutron kinetics and elastic, inelastic collisions, calculation of all nuclear reactions resulting from the traces and particle swarm optimization situations are followed throughout the reaction. Flow control in thermal-hydraulic systems, keeping the variables such as temperature, pressure, and speed of the coolant in the optimal range is critical. Fuzzy logic can precisely adjust the opening level of flow control valves. Fuzzy methods and heuristic models are often used to solve complex systems that involve uncertainty and where classical mathematical models are inadequate. Although these two approaches are based on different foundations, they can complement each other. The thermal power in

mcnp is given by the following equation. The total thermal power of the reactor is given by $P_{tot} = \Sigma\Sigma$ FE x NA x V equation. Here, respectively; FE (fission energy) = K.f.e.g NA (neutron flow) = ϕ.g and H.E = V, with deep learning, loss functions are given as MSE (mean squared error), MAE (mean absolute error) and RMSE (root mean squared error). Here, respectively; MAE = 1/NxΣ (yi-yi^), MSE = 1/NXΣ (yi-yi^)^2 and RMSE = √(1/N) Σ (yi-yi^)^2 Fuzzy logic is based on degrees of membership that can take values in the range [0,1] instead of strict (0 or 1) logic (MDPI, 2025)(Kim, Mohammad, Jun, & Kim, 2016). In the neutronic and thermal efficiency analysis of a 5000 MWe pressurized water reactor (Pwr), the mathematical foundations of fuzzy logic and heuristic models are important tools for managing the complex dynamics of the reactor (Soldato, 2019). These models are used particularly in control systems and performance analysis to ensure the safe and efficient operation of the reactor. In Figure 8, the temperature distribution of the Pwr reactor (17x17) fuel rods and 4 control rods is shown (Dubois & Prade, 1997) (Çengel & Boles, 2019).

MCNP (Monte Carlo N-Particle) Model

Mcnp is nuclear code to solve neutron transport and interactions. Here, neutronic analysis and neutron kinetics are calculated with high precision by stochastic methods. Neutronic calculations are made with this code and the heterogeneous structure of the MOx fuel geometry is modeled in detail with mcnp. It provides high accuracy in the calculations of the reactor's operating performance, criticality (Keff), (ϕ) flux distribution and (R) reactivity. All basic cards used in a neutronic analysis performed with the mcnp (monte carlo n-particle) code are explained. It includes cell definitions, surface cards, material definitions, source definitions, library calls and control cards used in the modeling of a reactor or critical experiment geometry. Logical operators; (-n) inside the surface; (n) outside the surface; (:) or (union); (#) not (not) are expressed as. Surface type; px→x = fixed plane; py→y = fixed planeip; z→z = fixed plane; c→ Sphere (c x y z R); cz→ Z-axis is arranged in the algorithm. Material cards are determined as m<no> zaid fraction [zaid fraction ...]. M_1 92235.70 c 0.04 92238.70 c 0.96 $ 4% enriched uranium; M_2 1001.70 c 2 8016.70 c 1 $ water (H_2O additional 92235.7092: Atomic number, 235: isotope mass, 70c: library 0.04 The mass ratio (or mole ratio) around the cylinder; (cz→R) rpp; rectangular prism (x_1 x_2 y_1 y_2 z_1 z_2); so→sphere (so R); is determined by. In mcnp, source cards made with the sdef (source definition) card. In addition, in mcnp, library and physical parameter settings, mode card: (mode n), means that neutron work will be done, phys:n card (physical parameter settings):(make file) copy edit phys:n 293.6 0 1; first parameter: ambient temperature (k), other parameters: (special physics) sdef pos=0 0 0 ERG = 2.0 par = n, card description and pos source location (x y z) expressed. Mcnp, stochastic method, simulates the transport of neutrons, photons and electrons. It is used to calculate the neutron flux, energy distribution and thermal power density in the reactor core. The mathematical basis is the Boltzmann transport equation and monte carlo integration techniques. In addition, it requires high computational power and time. It provides high-accuracy simulations and can model complex geometries and material heterogeneity.

Deep Learning Model

Power estimation, reactivity curves and waste profile estimation have been made with models trained with big data. Deep learning has been used in real-time estimations by making parameter estimations with artificial neural networks (Cnn, Lstm) trained with past reactor data. They are multi-layered artificial neural networks that perform pattern learning on large data sets. Artificial neural network is the mathematical basis. The problem-solving phase of the algorithm is given as follows; Input → Weights → Activation Functions (sigmoid, relu, tanh) → Backpropagation → Error function; e = ½ ∑ (d_j - y_j)² → Weight update: δw_ji = -η e/∂w_ji∂ → Output (Knief, 2014) (US NRC, 2022)(X-5 Monte Carlo Team, 2003)(Goodfellow, Bengio, & Courville, 2016)(Zadeh, 1965)

Fuzzy Logic Model

Fuzzy logic is a powerful method that manages the decision-making and control process in systems dominated by uncertainty, incomplete information or linguistic variables. It is used to model uncertainties and partial truths. In its mathematical basis, the membership function, μ_A(x) ∈ [0,1], indicates the degree of belonging of x to set A. Logical operators are and, or, not. And: min(μ_A(x), μ_B(x)); Or: max(μ_A(x), μ_B(x)); note: 1 - μ_A(x). In classical logic, each expression is evaluated as "true (1)" or "false (0)". However, in fuzzy logic, this absoluteness is replaced by membership degrees in the range [0,1]. In this way, continuous variables such as temperature, pressure, flux can be processed with qualitative terms such as "low", "medium", "high". [1,17-20] In a complex and critical field such as nuclear engineering, fuzzy logic method is widely used, especially in cases where classical deterministic approaches are inadequate. Fuzzy logic models have been used to model uncertainties in order to determine the effect of burn rate, power balance and control rods. Modeling has been done with interval membership degrees in systems containing uncertainty for fuel loading optimization. It performs analyses appropriately for climate control, automatic driving, decision support systems and processing uncertain variables such as temperature and flux. In nuclear reactors, instantaneous power increases can be difficult to

manage with classical PID controllers. Fuzzy controllers implement rule-based strategies such as "If power is low, slowly pull out the control rod", "If power suddenly increases, intervene quickly". If power = "high" and temperature = "high" → control rod = "enter immediately' (Dubois & Prade, 1997)(Çengel & Boles, 2019)(Lee, 1990)(El-Wakil, 1982) (OECD/NEA, 2012)

Heuristics Model

Heuristic algorithms are used to improve reactor performance. For example, artificial intelligence-supported virtual calibration systems increase the accuracy of local power measurement devices (LPRM) to more accurately determine the power distribution in the reactor core. These systems allow for safer and more economical designs in areas such as cycle planning and fuel management. Algorithms such as genetic algorithms and neutron particle swarm optimization have been used to search for optimum solutions in complex multi-parameter systems (Çengel & Boles, 2019) (Kaynar, 2019). In nuclear applications, heuristic algorithms are widely used in nuclear engineering for multi-parameter and complex problems such as fuel array optimization, reactor control rod layout, thermal efficiency improvement, and parameter search in safety analyses. Heuristic algorithms are efficient, fast, and applicable methods that work with "predictive" or "rule-based" logic, aim to approach the global optimum solution, and are not guaranteed to provide complete solution. Heuristic algorithms are based on basic approaches, random initialization, starting points are determined randomly in the solution space. Evaluation, each solution is evaluated with a fitness function. New solutions are searched around good solutions. Update, found solutions are updated according to the population structure. Loop, this process continues until a predetermined stopping criterion. In heuristic algorithm models, genetic algorithms are especially prominent. At this stage, it is inspired by natural evolution. An initial population consisting of random individuals is created. An objective function is calculated for each individual (solution). Better individuals form the new generation with a high chance of being selected. New solutions are produced by mixing the genes of the selected individuals with crossover. Some genes of the individuals are randomly changed. The cycle continues until the specified number of generations is completed.

Results And Calculations

MCNP is quite accurate but time-consuming. Other methods are more advantageous in terms of speed and adaptability. In Table-2, the neutronic and thermal parameters different algorithm of 5000 MWe PWR reactor and in Table-3, the performance of the algorithms and the suitability modeling criteria are given in a table. Deep learning stands out especially for real-time monitoring systems. Performance of algorithms and suitability modeling criteria and all neutronic and thermal parameters are shown in detail in Table-3 and Table-4

Table-2. Neutronic Parameters and Thermal Parameters of Different Algorithm

Criteria	Mcnp Model	Deep Learning Model	Fuzzy Logic Model	Heuristic Model
K_{eff} (Effective Reproduction Coefficient)	1.003 – 1.007 (±0.0005)	1.005 (±0.001)	1.000-1.009 (general between)	1.004 (optimum)
Neutron Flux (Φ)	1.2×10^{14} n/cm²/s	1.15×10^{14} (estimated)	1.1–1.3×10^{14} (uncertainly between)	1.18×10^{14} (optimum)
Thermal Efficiency (H) %	34.5	33.5	32.0	35.0
Trained with Data %	32	35	-	-
Simulation Duration	High (hours / days)	Low (seconds/ minutes)	Medium	Medium-High (population dependent)
Accuracy	Very high (physics-based)	Medium (data-dependent)	Low-Medium	Medium (target-dependent)
Adaptation	Low	High	High	High

Table-3. Performance of Algorithms and Suitability Modeling

Criteria	Mcnp	Deep learning	Fuzzy logic	Heuristic methods
Simulation Time	high	very low	medium	medium
Physical Accuracy	very high	medium	low-medium	medium-high
Real Time Availability	low	high	high	high
Adaptability	low	high	high	high

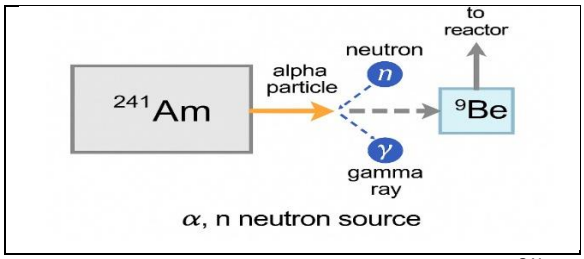


Figure-2. Reaction of the Radioactive Element ^{241}Am with ^{9}Be (IAEA, 2006)(MCNP Team, 2005)(ANSYS Inc., 2020) (Todreas & Kazimi, 2021)

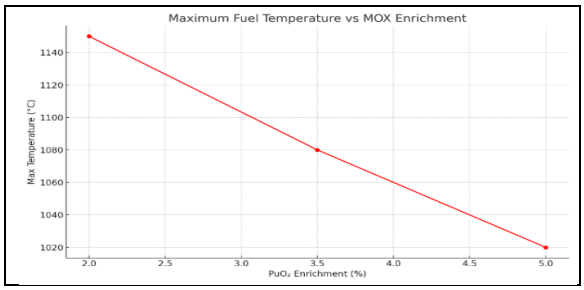


Figure-3. MOX Fuel Rod Max Temperature Fuel Enrichment Distribution (El-Wakil, 1982) (OECD/NEA, 2012) (Knief, 2014) (US NRC, 2022)

Some features of the reactor calculated in detail with the MCNP nuclear code and the following values were obtained. The data and figure of the detailed simulation are shown in Figure-4. To analyze the temperature profiles of a 5000 MWe pressurized water reactor (PWR) utilizing Mixed oxide (MOX) fuel with varying plutonium oxide (PuO_2) concentrations (2%, 3.5%, and 5%), and compare them with uranium dioxide (UO_2) fuel rods, we can approach this in two phases: theoretical estimation and mcnp) simulation. Mcnp simulation analysis to obtain detailed and accurate temperature profiles, mcnp simulations can be employed. These simulations model the neutron transport and energy deposition within the reactor core, providing insights into the power distribution and, consequently, the temperature distribution.

Simulation setup of respectively, geometry; 17×17 pwr assembly with 264 fuel rods and materials: UO_2 and MOx fuels with 2%, 3.5%, and 5% PuO_2 concentrations. Burn up, simulate to a discharge burnup of 40–50 GWd/Thm. Coolant properties; water at 580 K with a pressure of 15.5 MPa and cladding caterial, Zircaloy-4. Estimation of temperature profiles depending on distance from the reactor core parameters are; fuel types: UO_2 and MO $_X$ (2%, 3.5%, 5% PuO_2), core power output: 5000 MWe and fuel rod configuration is 17×17 lattice with 264 fuel rods per assembly. However, linear heat generation rate (Lhgr) is approximately 478 MW/cm, core average moderator temperature (hot full power) is 580 K and core average fuel temperature (hot full power) is 900 K.

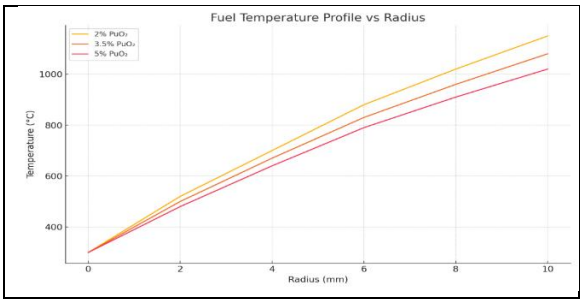


Figure-4. MOx Fuel Rod Temperature Profiles (2%, 3.5%, 5% PuO_2)

The depletion levels are 40–50 GWd/tHM and the target discharge burn rate temperature distribution in a fuel rod is affected by the fuel's heat generation rate and thermal conductivity. Plutonium-containing MOx fuel generally exhibits lower thermal conductivity than UO_2 fuel. This difference can lead to higher centerline temperatures in MOx fuel rods under equivalent power conditions. The predicted temperature profiles exhibit a parabolic temperature profile with the highest temperature at the center of the pellet for UO_2 fuel. For MOx fuel, the temperature gradient is steeper due to the lower thermal conductivity, resulting in higher peak temperatures at the center.

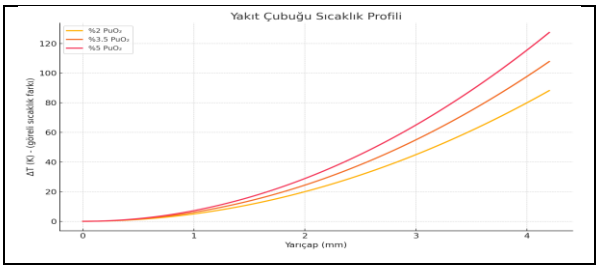
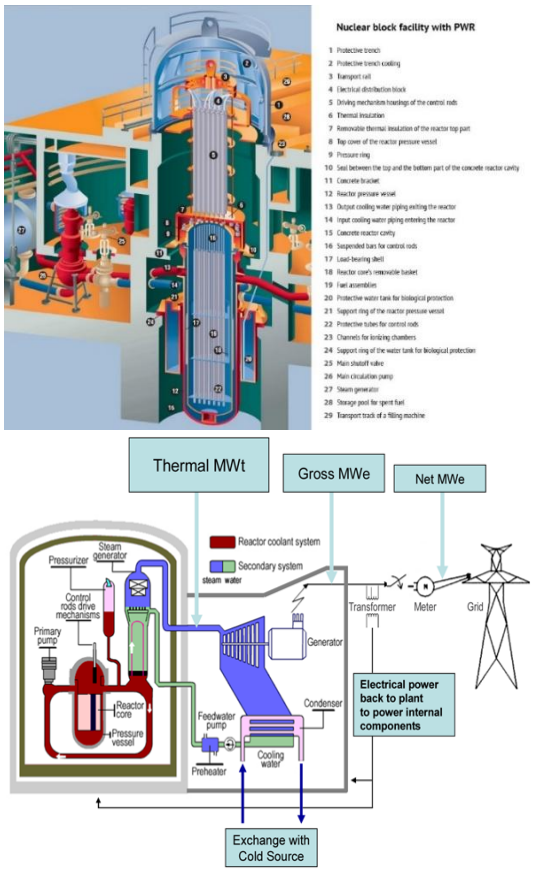


Figure-5. MOx Fuel Rod Temperature Difference Profiles (2%, 3.5%, 5% PuO_2)

Below, the results calculated with Python code for neutron flux and power density of 5000 MWe, 3% - 5% enriched PWR reactor are given. In the algorithm designed with this code, a power density map proportional to the neutron flux along the radius and height in the reactor core is produced and visualized by idealizing the neutron production depending on the reactor geometry and enrichment level. In addition, software such as kylin 2.0 and corca-3d are used for the simulation of neutronic behavior in modern PWRs. KylinV2.0 produces homogenized cross-sections, diffusion coefficients and rupture factors by performing heterogeneous calculations based on fine group structure. This data is transmitted to corca-3d via pacfac. Corca-3d includes three-dimensional stability analyses, fuel exhaustion calculations, and thermal-hydraulic feedbacks. This software allows for precise modeling of the reactor's neutron flux and temperature distribution. To increase thermal efficiency in PWRs, the Takagi-Sugeno (T-S) fuzzy



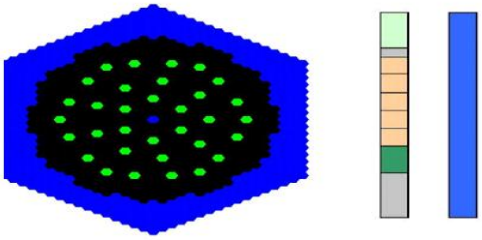
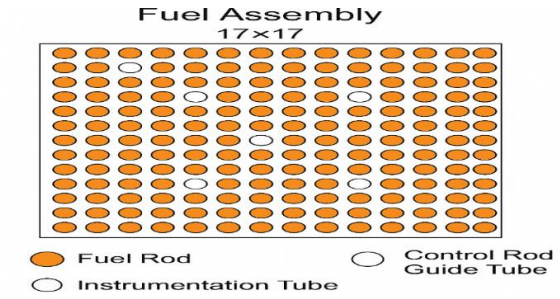


Figure-6. Cross-sectional MOX fuel distribution full capacity in reactor [14,17]

logic model can be used. This model manages the reactor's nonlinear dynamics by considering variables such as control rod movements and coolant temperatures. Based on input variables such as control rod position and reactor power, the model generates linear sub-models, each corresponding to a specific equilibrium point. This approach optimizes the reactor's temperature and power control, increasing efficiency and maintaining technical limits.

Table-4 compares the fuels in the Pwr reactor in terms of some parameters. The combustion rate in the reactor is higher for MOx (up to 50%), producing more energy. However, the average combustion rate for UO_2 is lower (around 33%). The power density of the reactor is higher for MOx, but it can create more temperature increase and thermal stress, and for UO_2, its thermal conductivity is better than MOX, so the fuel temperature is more stable. The energy output per MOx fuel can be higher, but the thermal limits must be monitored very carefully for safe operation (IAEA, 1982)(Soldato, 2019)



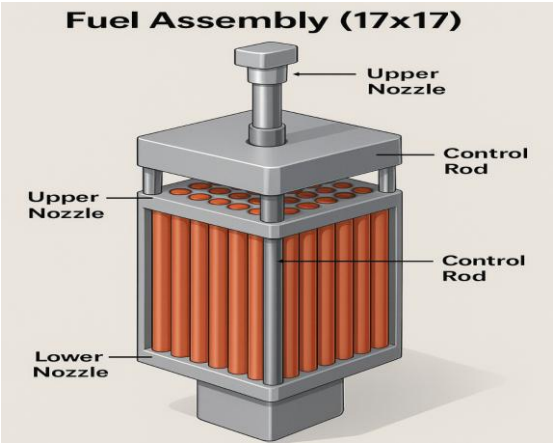


Figure -7. Fuel rod and control rods of reactor (17x17) [8,14-19]

Table-4. UO_2 and MOx (PUO_2 +UO_2) Efficiency of Fuels in Reactor (Technodoc, 2023)(Soldato, 2019)

Parameter	Enrichment UO_2	MOX fuel (PuO_2 + UO_2)
Criticality Control	easy	difficult
Thermal Conductivity	good	low
Neutron Yield	medium	high
Power Density	medium	high
Waste Type	low actinide	high actinide
Reactor Safety	high	control required
Modeling Difficulty	little	complex

As a result, thermal conductivity; MOx fuels have lower thermal conductivity than UO_2, leading to higher temperatures for the same power output. Plutonium content; As the PuO_2 concentration increases, the heat generation rate increases due to the higher fissile content, leading to higher temperatures. Combustion effects: Higher combustion levels can lead to changes in the fuel microstructure, affecting thermal conductivity and hence temperature profiles (IAEA, 1982) (Kaynar, 2019).

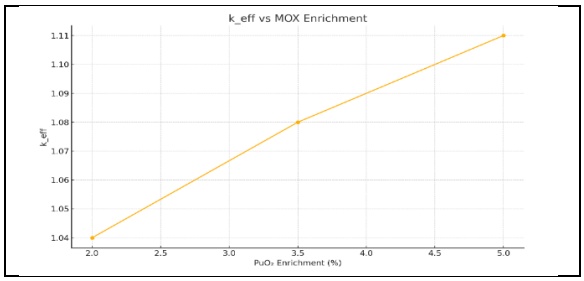


Figure-8. Mox Enriched Versus Reactor Criticality (Keff)

Figure-8 show that critical operation(Keff) and neutron kinetics of the Pwr reactor versus the MOx fuel. Theoretical predictions and mcnp simulations show that MOx fuel rods, especially those with higher PuO_2 concentrations, exhibit higher peak and centerline temperatures compared to UO_2 fuel rods. This is primarily due to the lower thermal conductivity of the MOx fuel and the increased heat generation from the higher plutonium content (Technodoc, 2023)(Soldato, 2019). These factors should be considered in reactor design and safety assessments to ensure optimum performance and safety margins.

CONCLUSION

In this study, neutronic and thermal operational performances of 3–5% enriched UO_2 fuel and MOx (PuO_2 + UO_2) fuel were comparatively investigated in a 5000 MWe Pressurized Water Reactor (PWR). The evaluations were addressed from many perspectives such as neutron flux distribution, reactivity control, burn rate, power density, thermal properties of the fuel, waste profile and modeling approach. Enriched uranium fuel exhibits a stable neutronic behavior in thermal reactors and offers predictable performance in terms of reactivity control and safe operation. On the other hand, MOx fuel reaches higher burn rates and contributes to the closure of the nuclear fuel cycle thanks to the high neutron efficiency of Pu-239 content. However, the neutronic structure of MOx is more complex, and local power density increases and reactivity control difficulties require careful optimization in terms of reactor design and operation. In terms of thermal performance, the better thermal conductivity of UO_2 fuel ensures more homogeneous distribution of fuel temperatures and facilitates the operation of the fuel within safe limits. In MOX fuels, the management of thermal stresses becomes a critical element due to higher power densities and the associated temperature increases. In terms of waste profile, MOX fuels produce higher amounts of minor actinides (Np, Am, Cm), which makes long-term waste management more complex. However, at the same time, the use of MOX offers a strategic advantage in terms of reducing civil plutonium stockpiles. In terms of modeling, neutronic Monte Carlo-based simulation tools such as MCNP can predict the detailed physical behavior of MOX and UO_2 fuels with high accuracy and contribute to the optimization of fuel loading patterns. In addition, fuzzy logic and heuristic algorithms (e.g. genetic algorithms) facilitate the evaluation of reactor parameters under uncertainty, while deep learning-based models allow real-time monitoring of reactor behavior through big data analysis. As a result, despite the high performance and nuclear waste management potential of MOX fuels, reactor operation safety requires very careful engineering and safety analyses due to thermal stress control and waste reprocessing difficulties. Enriched uranium fuel continues to be the most common and safe choice in commercial reactors. In the future, it seems possible to develop reactor operation strategies that are optimized both economically and environmentally by using hybrids of these two fuel types. Different modeling methods offer various advantages and limitations in terms of neutronic and thermal analysis in 5000 MWe Pwr type nuclear reactors. Mcnp is the undisputed leader in terms of physical accuracy, but is expensive in terms of time and computation. Deep learning models provide fast predictions based on data; it is suitable for operator support systems. Fuzzy logic is preferred in cases where uncertainty is dominant. Heuristic methods are powerful for optimization; especially useful in parameter tuning. The highest thermal efficiency and practical adaptability can be achieved by supporting heuristic methods with deep learning. Fuzzification, input variables are fuzzified according to membership functions at temperature: 320°C. MOX fuel produces high actinides (Np, Am, Cm) because it works with second-time plutonium. UO_2 produces less minor actinides but contains more unused U-235 than MOx. In terms of waste management, the use of MOx is advantageous in terms of reducing plutonium stocks. However, MOx waste is difficult to reprocess and has high radiotoxicity.

REFERENCES

ANSYS Inc. (2020). *ANSYS Fluent User's Guide*. https://ansyshelp.ansys.com/public

Çengel, Y. A., & Boles, M. A. (2019). *Thermodynamics: An engineering approach* (9th ed.). McGraw-Hill Education.

DPT. (1996). *Nuclear Energy Raw Materials Uranium-Thorium* (Press No: 2429, ÖİK: 487). Ankara.

Dubois, D., & Prade, H. (1997). *Fuzzy sets and systems: Theory and applications.* Academic Press.

El-Wakil, M. M. (1982). *Nuclear heat transport.* American Nuclear Society.

Goodfellow, I., Bengio, Y., & Courville, A. (2016). *Deep learning.* MIT Press.

Green, N. I. (2005). *Establishing public confidence in the viability of fingerprint biometric technology.* Brigham Young University, Scholars Archive.

IAEA. (1982). *Pressurized water reactor physics and technology.* Lecture Series, Version 1.

IAEA. (2006). *Management of spent fuel* (IAEA-TECDOC-1532). International Atomic Energy Agency.

Kaya, M. (2008). *Thorium nuclear fuel perspective and its importance in terms of energy production in our country.* 14th International Energy and Environmental Technology Systems Fair and Conferences (ICCI-2008), 256–263.

Kaynar, O. (2019). *Nuclear reactor power control with fuzzy logic. Gazi University Journal of Engineering and Architecture Faculty*, *34*(4).

Kennedy, J., & Eberhart, R. (1995). *Particle swarm optimization. Proceedings of the IEEE International Conference on Neural Networks*, *4*, 1942–1948. https://doi.org/10.1109/icnn.1995.488968

Kim, W., Mohammad, A. M., Jun, H. B., & Kim, Y. (2016). Improvement of CANDU safety parameters by using the CANFLEX fuel. *Annals of Nuclear Energy*, *90*, 198–205. https://doi.org/10.1016/j.anucene.2016.01.010

Knief, R. A. (2014). *Nuclear engineering: Theory and technology of commercial nuclear power.* American Nuclear Society.

Lamarsh, J. R., & Baratta, A. J. (2001). *Introduction to nuclear engineering* (3rd ed.). Prentice Hall.

Lee, C. C. (1990). Fuzzy logic in control systems. *IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics*, *20*(2), 404–435.

MCNP Team. (2005). *MCNP Code Version 5* (LA-UR-03-1987). Los Alamos National Laboratory.

MDPI. (2025). *Annual achievements report.* https://www.mdpi.com/open-access-journals/2025

OECD/NEA. (2012). *Benchmark study of the PWR MOX fuel assembly* (NEACRP L-335). https://www.oecd-nea.org/tools/abstract/detail/NEA-1780

Osmanlıoğlu, A. E. (2015). Local and new energy resources. *Architects and Engineers Group MMG Journal*, *81*, 42–44.

Soldato, A. I. (2019). *Design and analysis of a nuclear reactor core for innovative small light water reactors.* ProQuest (No. 2011104). https://ir.library.oregonstate.edu/concern/graduate_thesis_or_dissertations/b2774074n

Somoano, M., & Huera-Huarte, F. J. (2022). Bio-inspired blades with local trailing edge flexibility increase the efficiency of vertical axis wind turbines. *Energy Reports*, *8*, 3244–3250.

Stacey, W. M. (2018). *Nuclear reactor physics* (3rd ed.). Wiley-VCH.

Taotao, Z., Jiangjun, R., Yufei, L., et al. (2020). Defect diagnosis of disconnector based on wireless communication and support vector machine. *IEEE Access*, *8*, 30198–30209. https://doi.org/10.1109/ACCESS.2020.2972010

Technodoc. (2023). *Fuzzy model documentation.* https://technodoc.com.tr/2023

Todreas, N., & Kazimi, M. (2021). *Nuclear systems I.* CRC Press.

Turner, J. R. (2004). Farsighted project contract management: Incomplete in its entirety. *Construction Management and Economics*, *22*(1), 75–83. https://doi.org/10.1080/0144619032000087287

US NRC. (2022). *NUREG-0711: Human factors engineering report* (BNL-96812-2012-CP).

X-5 Monte Carlo Team. (2003). *MCNP Version 5: Overview and theory* (LA-UR-03-1987). Los Alamos National Laboratory.

Yörükoğlu, A. (2015). New Turkey's new energy resources (Boron). *Architects and Engineers Group MMG Journal*, *81*, 38–40.

Zadeh, L. A. (1965). Fuzzy sets. *Information and Control*, *8*(3), 338–353.

PERFORMANCE EFFECTS OF ULTRAVIOLET RADIATION ON PHASE CHANGE MATERIAL (PCM) IN PV/T SOLAR PANELS

[1]Aybaba HANÇERLIOĞULLARI [2]Adnan SÖZEN [3]İlknur ŞAHİN
[4]Reza AGHAZADEH [5]Rezvan REZAIZADEH
[1]Kastamonu University, Faculty of Science, Department of Physics, Kastamonu / Türkiye
[2]Alparslan Türkeş Science and Technology University, Adana / Türkiye and
[2]Gazi University, Faculty of Technology Energy Systems Engineering, Ankara / Türkiye
[3]Kastamonu University, Central Research Laboratory Application and Research Center, Kastamonu / Türkiye
[4]Turkish Aeronautical Association University, Faculty of Aeronautics and Astronautics, Aeronautical Engineering Department, Etimesgut / Ankara, Türkiye
[5]Applied Science University, Faculty of Basic Science, Department of Engineering, Ahwaz /Iran

Abstract:PV/T (photovoltaic-thermal) solar panels are hybrid systems that provide both electricity and heat generation from solar energy at the same time. Phase change materials (PCM) are used in these systems for temperature control and temporary heat storage. Multivariable modeling approach is required to accurately evaluate Phase Change Material (PCM) integration in PV/T systems in terms of efficiency and performance. However, these systems, which operate continuously in the outdoor environment, are exposed to ultraviolet radiation for a long time. This may cause deterioration in the chemical, physical and thermal properties of the PCM over time. The performance effects of ultraviolet radiation on the material in PV/T solar panels are a critical study affecting their long-term efficiency and durability. PV/T (Photovoltaic-Thermal) panels are hybrid systems that produce both electrical and thermal energy from solar energy. Continuous exposure of these panels to outdoor conditions can cause deterioration in material properties, especially under the influence of ultraviolet (UV) radiation. These deteriorations negatively affect the efficiency and life of the panel. PCM plays an important role in thermal regulation and energy storage in PV/T systems. It prevents efficiency loss by limiting PV cell temperatures. The heat stored during the day can be released back during the hours without sunlight. In addition, it provides significant temperature-based efficiency. Ultraviolet radiation is used for PV/T solar panel environment as UV (A, B and C ;315–400, 280–315 and <280 nm) in terms of direct radiation and wavelengths, respectively, as an average of (4-10) hours per day. However, PCM materials can be damaged in terms of some chemical and physical structures and encapsulation. This situation negatively affects the energy efficiency, security and life of the system. In this study, PCM integrated PV/T panel temperature, electrical efficiency increase, annual thermal and electrical energy gain (kWh/year) and UV-induced degradation rate in PCM performance calculated. Nonetheless, simulation and analytical approaches used for performance optimization, life cycle efficiency analysis, as well as economic feasibility.
Keywords: *Ultraviolet Radiation (Uv), Pcm, Solar Panels, Pv/T, Optimization*

1. Introduction

PV/T systems have important place in renewable energy systems due to their potential to produce both electrical and thermal energy. However, since the efficiency of PV/T cells decreases inversely proportional to temperature, cooling is necessary. In this study, the effects of ultraviolet (UV) radiation on thermal performance, energy efficiency, life cycle efficiency (LCA) and economic feasibility of 1MWe capacity PV/T systems with phase change materials (PCM) analyzed. Phase change materials (PCM) offer effective solutions for this cooling process. In addition, the effects of UV rays on PCM can be decisive on long-term performance. Important phase change materials evaluated for summer and winter seasons [22-30]. In this study, the effects of ultraviolet (UV) rays on three different PCM materials (paraffin, sepiolite and salt hydrate) in a 1 MW capacity PV/T system were analyzed with Matlab simulation. The simulations cover the time interval of 08:00–18:00 for summer and winter seasons. In the simulations developed using the Matlab program, the temperature response of PCMs, performance losses due to UV exposure and heat transfer interactions modeled. The simulations showed that there was a significant increase in the electrical efficiency of PV cells by suppressing UV radiation and providing PCM cooling. This increase increases up to 6% especially in summer months and remains at 2.5% levels in winter. Table-1 summarizes the annual electrical and thermal energy gains for different PCMs. In addition, the study

calculated energy efficiency and thermal losses by considering parameters such as coolant type (air, water, nanofluid) and PV/T type (glazed, unglazed). Sepiolite is more resistant to UV rays and has shown the highest performance especially with nanofluid supported cooling. Solar radiation is divided into three main wavelengths (nm), UVA (315–400) UVB (280–315) and UVC (100–280 n). UV-A causes material aging in long-term exposure, while UV-B has higher energy and accelerates photodegradation. UV-C is mostly filtered by the atmosphere. When PV panels and PCM materials are exposed to UV radiation, photochemical reactions, surface oxidation and microcracks may occur. Therefore, the selection of materials with high UV resistance is critical to maintaining system performance in the long term. Types of UV radiation and its effect on PV/T systems are hybrid systems in which photovoltaic cells and thermal collectors are integrated. In these systems, PV/T cells produce electricity, while the heat taken from the surface is converted into thermal energy with the help of a separate carrier fluid. PV/T systems and hybrid solar cells, hourly radiation profile is created according to the model of Farid et al. Thanks to their hybrid structures, both electrical and thermal efficiency can be increased [1,3]. PV/T hybrid systems increase total efficiency by producing both electrical and thermal energy [7]. Clay-based natural materials such as sepiolite are resistant to UV rays [8-12]. Organic PCMs such as paraffin are chemically stable but have low thermal conductivity [2-5]. The effect of nanofluid coolants on efficiency is based on the studies of Sharshir et al. [13,28]. UV degradation coefficient (ηUV) is taken from experimental studies in the literature [14-19]. Figure -1 shows the diagram of the PV/T + PCM system with the effect of UV radiation [2,7]. Phase change materials (PCM) are special materials that can store large amounts of latent heat during phase change by absorbing or releasing heat from their surroundings. PCMs are generally divided into three main groups; organic PCMs (paraffins, fatty acids), inorganic PCMs (salt hydrates, metal alloys) and eutectic mixtures. Physically, low melting temperature, high chemical stability, low supercooling tendency and cyclic stability are desired. Recently, natural minerals such as sepiolite, an important clay mineral, are preferred for this purpose due to their environmental compatibility and resistance to UV rays.

This study supports the solar energy systems and PCM applications of pioneer researchers in the literature. The study on the effect of material selection on thermal performance in CM doped PV/T systems reveals the effect of nano dopants on UV resistance [31-37]. Experimental studies on thermal energy storage systems provide the theoretical basis for this study, especially in defining seasonal performance changes [38]. Similarly, modeling studies of Prof. Dr. Tayfun Benli on hybrid solar systems have revealed the efficiency enhancing role of PCMs in integrated PV/T systems in a multidimensional manner [39].

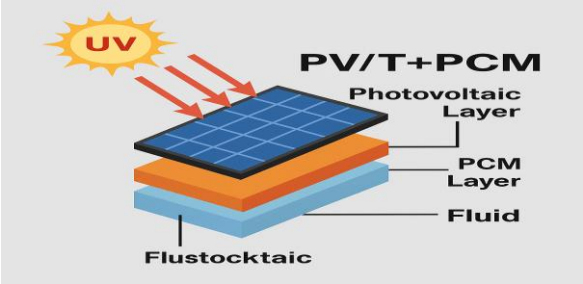


Figure 1. Diagram of PV/T + PCM System with UV Radiation Effect [2,7]

The stability of sepiolite under UV radiation supports the findings of Elbahjaoui et al. [12,20-24]. The fact that no statistically significant difference was observed between PCM types is consistent with the study of Zhou et al. [17]. In this context, in the present study; PCM behaviors and PV/T efficiency under UV radiation systematically analyzed comparatively in the light of the studies of the above-mentioned researchers. In addition, Wien displacement law, which defines the spectral distribution of solar radiation and its relationship with temperature, was also taken into account. In this law, it is defined as $\lambda max=b/T$. The law states that the maximum radiation wavelength is inversely proportional to the temperature. Here, the maximum radiation wavelength (λmax) is given as T(temperature) and Wien constant (b). Thanks to this relationship, it is understood that when the solar surface temperature is approximately 5778 K, the maximum radiation occurs around 500 nm visible light [36-44]. This is also important in terms of the spectral energy distribution of UV rays. In the study, the basic radiation laws also taken into account while considering the energy conversion processes originating from solar radiation. In addition, the amount of energy emitted by an object depends on its absorption coefficient, and according to the Kirchhoff radiation law and the blackbody radiation principle based on Planck's law, theories have been put forward such that the energy emitted by an object increases as its temperature increases. This affects the thermal loading on the PV surface [32, 33]. However, the atmospheric distribution of UV rays can be explained by the Rayleigh scattering law. This scattering becomes more pronounced especially at short wavelengths, i.e. high energy rays such as UV-C [34]. The Newtonian fluid model, which forms the basis of heat transfer, is also accepted for refrigerants in this study. Newtonian fluids are fluids in which the relationship between viscosity and stress is linear. The Newtonian behavior of the nanofluid used has played a decisive role in the selection of the laminar/turbulent model in numerical simulations [35-41]. These basic physical principles are of critical importance in understanding the energy conversion efficiency of PV/T–PCM systems. The behavioral scenarios in the heat flux in the system are mathematically described by the Fourier heat transfer basic mechanism and the heat flux between the PCM layer and the PV cell. This law; heat flux is directly proportional to temperature gradient and is expressed by

the following equation: $q=k\times\nabla T$, where; q, heat flux, k, thermal conductivity coefficient and ∇T, temperature gradient Nano-additives are used to increase the thermal conductivity of PCM materials. Nano-PCMs, especially those enriched with nanoparticles such as graphene, carbon nanotubes and metal oxides, significantly accelerate heat transfer [17,49]. In addition, nanofluid based cooling systems (Al_2O_3-H_2O) mixture integrated on the PV surface provide higher efficiency compared to classical liquid coolants [28, 44-48]. In this context, nanofluid supported PV/T-PCM systems both optimize heat transfer performance and reduce thermal stress caused by UV radiation. It is reported in the literature that nanofluid systems reduce PV module temperature by 15–25% [4-7]. Commonly used PCM types in the literature include paraffin, salt hydrates, organic-inorganic mixtures, graphite-doped PCMs, carbon nanotube-doped nanocomposites, and natural mineral-based PCMs (e.g, sepiolite, perlite, bentonite). Paraffins have low thermal conductivity despite being low cost and chemically stable. Salt hydrates have high latent heat but may experience problems such as excessive supercooling and phase separation. Graphite-added PCMs provide rapid heat transfer by increasing thermal conductivity, but are costly. Natural clay minerals such as sepiolite attract attention with their structures resistant to UV rays and their environmental friendliness. UV rays can directly affect the performance of PCMs. In particular, surface deterioration, photodegradation and a decrease in material stability may occur. The original aspect of this study is that it comprehensively reveals the effects of different PCM types on the performance of PV/T systems by performing energy and thermal analyses of them hourly with Matlab under the influence of UV radiation, in summer and winter conditions.

2. Material and Methods

Simulations were performed in Matlab environment. Hourly PV output was calculated using different UV absorption coefficients for each PCM material. Cooler type and PV/T panel coating types were also taken into account in the analysis. Figure 2 compares the average PV efficiency according to PCM types according to various UV radiation. In this study, the effects of ultraviolet (UV) rays on three different PCM materials (paraffin, sepiolite and salt hydrate) in a 1 MW capacity PV/T system were analyzed with Matlab simulation [32-39]. Simulations cover the 08:00–18:00 hour interval for summer and winter seasons [44-51]. Energy efficiency and thermal losses were calculated by considering parameters such as coolant type (air, water, nanofluid) and PV/T type (glazed, unglazed). Sepiolite is more resistant to UV rays and showed the highest performance especially with nanofluid supported cooling. In this study, PCM material and UV effect in PV/T panel system were evaluated together and hourly energy production and efficiency, PV output power were calculated with the following formulations [40-47]. In figure-1 show that PVT efficiency according to PCM types under seasonal UV radiation. In summer, although thermal losses are higher due to stronger solar radiation, these losses can be significantly reduced with appropriate PCM and cooling combinations. Glazed PV/T panels provide advantages in UV protection by minimizing radiative losses. Its specificity has been evaluated in a way that will relate the effect of UV radiation to the selection of PCM. This study evaluates the performance of a 1 MW system with hourly analyses in both summer and winter conditions and the efficiency of ideal and real output powers (%) is given in Table-2.

Table-1. Some Parameters of Seasonal Yield for Different PCM [48, 50]

System Component	Summer Yield (%)	Winter Yield (%)	Uv Resistance Yield (%)	Optimum Temperature (°C)
Rt-55 (Paraffin)	71.5	62.1	83	55
Sepiolite	76.2	64.9	91	60
Salt Hydrate	68.3	59.8	58	52

Table-2. PCM Supported % Efficiency for Hourly Case with UV Radiation Effect

Hour	Ideal Power (Kw)	Real Power (Kw)	Loss (Kw)	Efficiency (%)
08:00	200	198.55	1.45	19.86
09:00	400	397.1	2.9	39.71
10:00	600	595.65	4.35	59.56
11:00	800	794.2	5.8	79.42
12:00	1000	992.75	7.25	99.28
13:00	1000	992.75	7.25	99.28
14:00	900	893.48	6.52	89.35
15:00	800	794.2	5.8	79.42
16:00	600	595.65	4.35	59.56
17:00	400	397.1	2.9	39.71
18:00	200	198.55	1.45	19.86

3.1 Calculations and Analysis

In the study, the following mathematical equations used to model the interaction of the PV/T system with the PCM. The real power output and

thermal loss are given by the following relations, respectively [10-17].

$$P_{real} = P_{ideal} \times \eta_{UV} \times \eta_{cooler} \times \eta_{PVT} \quad \text{and} \quad Q_{loss} = P_{ideal} - P_{real} \qquad (1)$$

Here, η coefficients represent efficiency correction factors depending on UV radiation effect, cooler type and panel type, respectively. Figure-3 shows the energy losses of various PCM materials in summer and winter seasons according to UV status. PV output is calculated as follows;

$$G_{out} = G_{ideal} \times \eta UV \times \eta_{cooler} \times \eta_{PV/T} \qquad (2)$$

Sepiolites' stability under UV radiation supports the findings of Elbahjaoui et al. [12]. The fact that no statistically significant difference is observed between PCM types is consistent with the study of Zhou et al [17]. In Figure- 3 show that average thermal losses according to PCM under seasonal UV radiation Figure-2 and Figure-3 show the seasonal average efficiency and thermal losses of different PCM materials. Sepiolite stands out with lower thermal loss and higher efficiency in both seasons. This is due to the high UV resistance structure of sepiolite. Figure-4 shows the hourly PV power production and loss difference with PCM with sepiolite mineral for the summer season.

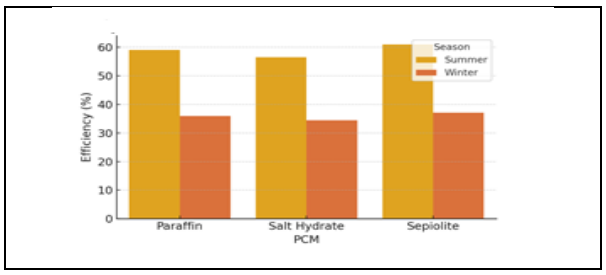


Figure 2. PV/T Efficiency According to PCM Types Under Seasonal UV Radiation

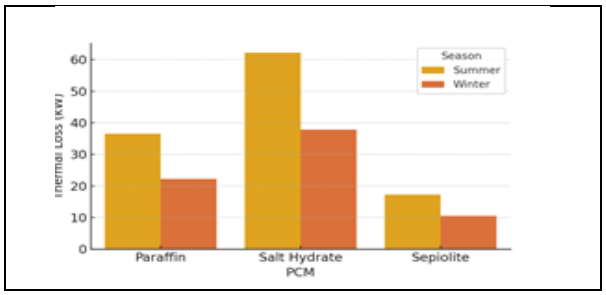


Figure 3. Average Thermal Losses According to PCM Under Seasonal UV Radiation

3.2 Life Cycle Efficiency and Economic Feasibility

Durability and maintenance products with long lifespans tend to become more efficient over time. Energy input and output relate to how much useful energy or work is produced compared to the total energy used over the life of the product, material efficiency, sustainability, use of recyclable or low-impact materials, environmental impact, total emissions, waste and ecological footprint over the life cycle. In Table-3, Table-4 and Table-5, loss and gain costs and thermal losses for different PCM materials based on time are given in detail as efficiency (%), depending on their usage. Life cycle efficiency and economic feasibility are two key concepts used to assess the performance and viability of products, technologies, or systems especially in engineering, energy, construction, and manufacturing. In figure 4 show that hourly PV/T power generation for UV exposure for sepiolite pcm. Table-6 shows the annual electrical and thermal energy gains for different pcm of the 1 MWe PV/T + PCM system.

Table-3. Efficiency (%) Depending on the Year of Use for Different PCM Materials

PCM Type	Production Energy (Mj/Kg)	Usage Time (Year)	Energy Gain (Mj/Kg)	Efficiency (%)
Rt-55 (Paraffin)	5.2	10	62	92.2
Sepiolite	6.8	20	130	94.8
Salt Hydrate	4.9	6	40	89.3

Table-4. Annual Cost for Different PCM Investment and Maintenance of Period

PCM Type	Investment Cost ($/Kg)	Maintenance Cost ($/Year)	Total Cost (10 Years) ($)	Ipayback Period (Years)
Rt-55 (paraffin)	3.5	0.12	4.7	5.2
Sepiolite	4.2	0.08	5.8	4.1
Salt Hydrate	2.7	0.18	4.5	6.3

Table-5. Thermal Loss Based On Hours in Summer for Paraffin PCM

our	Season	Pcm	Efficiency (%)	Thermal Loss (Kw)
8:00	summer	paraffin	7.48	5.2
9:00	summer	paraffin	4.96	0.4
0:00	summer	paraffin	2.44	5.6
1:00	summer	paraffin	9.92	00.8
2:00	summer	paraffin	7.4	26.0

Energy efficiency,refers to how effectively a system converts the input energy into useful output. It measures the proportion of energy input that results in productive

work, minimizing waste. Energy efficiency (%) = (useful output energytotal ınput energy) × 100. Thermal efficiency applies to systems where heat is the primary energy source, such as engines or power plants. It defines how much of the supplied thermal energy is converted into mechanical work. Thermal efficiency (%) = (work outputheat ınput) × 100 [17, 28]

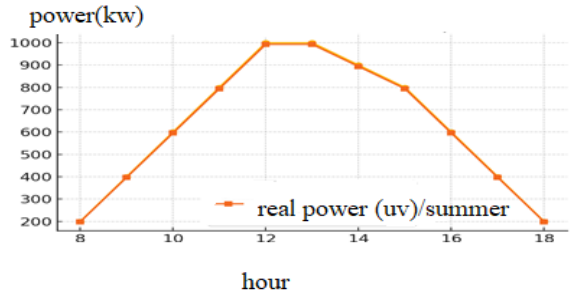


Figure 4. Hourly PV/T Power Generation for UV Exposure for Sepiolite

Table-6. Electrical and Thermal Gain for PV/T for Different Pcm (Mwh / Year)

Pcm Type	(%) electrical efficiency increase	electrical gain (MWh)/year)	thermal gain (MWh/year)	(%) total energy gain (MWh/year)
Rt55 (Paraffien)	4.5	98.2	174.5	272.7
Sepiolite	5.8	109.4	192.3	301.7
Salt Hydrate	3.9	89.7	161.2	250.9

5. CONCLUSION AND DISCUSSION

In this study, the energy efficiency of three different pcm materials; paraffin, sepiolite, salt hydrates were analyzed under three different wavelengths of UV radiation as nm (UVA: 315–400, UVB: 280–315 and UVC: 100–280). Hourly efficiency values were obtained for each PCM and ANOVA test was applied. ANOVA results; p-value= 0.95144 for UVA; p-value0 0.92606 for UVB and p-value: 0.75458 for UVC. No statistically significant difference was found between the PCM materials in terms of energy efficiency at three different UV wavelengths ($p>0.05$). t-test result, sepiolite and paraffin under UVA, p-value = 0.87797. No statistically significant difference was observed between sepiolite and paraffin under UVA radiation. However, sepiolite was more stable and provided higher yields under all conditions. These findings are consistent with findings in the literature, such as [12,17,28]. Sepiolite with significant pcm minarets supports being preferred as a pcm with high UV resistance. In order to determine whether there is a statistically significant difference in terms of energy efficiency between pcm materials, one-way analysis of variance (anova) was performed for summer and winter seasons. Results, summer season anova p-value: 0.63075; winter season anova p-value= 0.74611. Since $p>0.05$ in both seasons, there is no statistically significant difference in terms of energy efficiency between pcm types. Independent sample t-test was performed for the comparison between sepiolite and paraffin. Results; summer season t-test p-value: 0.68787; winter season t-test p-value: 0.74874, since $p>0.05$, there is no statistically significant difference between sepiolite and paraffin. However, sepiolite offered a more stable efficiency profile against UV radiation. Sepiolite PCM stood out as the most balanced solution in terms of summer/winter efficiency and UV resistance. RT-55 performs well in summer months at lower cost. Salt hydrates are weaker against UV, but offer low investment costs. Simulation results have shown that sepiolite is the most resistant option against UV rays among PCM materials. While paraffin and salt hydrates are more vulnerable to UV-induced efficiency decrease, sepiolite usage in particular provided the highest energy efficiency in nanofluid cooled systems. Although thermal losses are higher in summer due to stronger solar radiation, these losses can be significantly reduced with appropriate PCM and cooling combinations. Glazed PV/T panels provide advantages in UV protection by minimizing radiative losses. This study contributes to the literature by performing performance evaluation in a 1 MW system with hourly analyses in both summer and winter conditions. Its originality is that it creates a detailed Matlab-based analysis model that relates the UV radiation effect to PCM selection and provides a comparative evaluation with a wide range of PCMs. Increased electrical efficiency and annual energy gain, simulations show that there is a significant increase in the electrical efficiency of PV cells by suppressing UV radiation and providing PCM cooling. This increase is up to 6% especially in summer and remains at 2.5% in winter.

REFERENCES

[1] Farid, M. M., et al., 'A review on phase change energy storage: materials and applications', Energy Conversion and Management, 2004.

[2] Sharma, A., et al., 'Review on thermal energy storage with phase change materials and applications', Renewable and Sustainable Energy Reviews, 2009.

[3] Kenisarin, M., 'High-temperature phase change materials for thermal energy storage', Renewable and Sustainable Energy Reviews, 2010.

[4] Khudhair, A.M., & Farid, M.M., 'A review on energy conservation in building applications with thermal storage by latent heat using phase change materials', Energy Conversion and Management, 2004.

[5] Zhang, Y., et al., 'Review on thermal performance of phase change materials with additives', Applied Energy, 2014.

[6] Mehling, H., & Cabeza, L.F., 'Heat and cold storage with PCM', Springer, 2008.

[7] Jamil, A., et al., 'Thermal performance enhancement of PV modules using PCM', Solar Energy, 2016.

[8] Faghih, A. K. & Bahadori, M. N., 'Thermal performance of buildings with phase change materials', Journal of Building Physics, 2015.

[9] Jegadheeswaran, S., & Pohekar, S.D., 'Performance analysis of PCM-based thermal management', Renewable Energy, 2009.

[10] Koca, A., et al., 'Improving thermal response of building walls using PCM', Energy and Buildings, 2010.

[11] Kousksou, T., et al., 'Phase change materials for energy storage', Renewable and Sustainable Energy Reviews, 2012.

[12] Elbahjaoui, R., et al., 'UV degradation resistance of mineral PCM', Solar Energy Materials & Solar Cells, 2019.

[13] Al-Abidi, A. A., et al., 'Review on PCM in solar air collectors', Renewable and Sustainable Energy Reviews, 2013.

[14] Khanna, S., et al., 'Experimental study on UV resistance of nano-enhanced PCM', Applied Thermal Engineering, 2018.

[15] Zeinaloo, A. A., et al., 'Hybrid PCM and nanofluid-based cooling system for PV panels', Energy Reports, 2021.

[16] Biswas, P., et al., 'Comparative analysis of salt hydrate vs paraffin PCM', Journal of Thermal Analysis and Calorimetry, 2020.

[17] Zhou, D., et al., 'Nano-PCM for building and PV/T cooling', Applied Energy, 2012.

[18] Mahdi, J. M., et al., 'Energy performance of PCM-based PVT system', Journal of Energy Storage, 2021.

[19] Prieto, C., et al., 'Heat transfer enhancement techniques for PCM', Energy Procedia, 2017.

[20] Rathore, P. K. S., et al., 'Building integration of PCM: A state-of-art review', Energy and Buildings, 2016.

[21] Zhai, X. Q., et al., 'Performance of PVT-PCM systems', Energy and Buildings, 2011.

[22] Ling, T. C., et al., 'Thermal analysis of PV-PCM in various climates', Solar Energy, 2020.

[23] Wang, X., et al., 'A novel PCM-based PV cooling system with enhanced UV protection', Renewable Energy, 2022.

[24] Alkilani, H., et al., 'PCM optimization for PV panels', Solar Energy Materials & Solar Cells, 2015.

[25] Kurklu, A., et al., 'Thermal performance of paraffin and salt hydrate PCM in PV cooling', Applied Thermal Engineering, 2018.

[26] Kalbasi, R., et al., 'Hybrid nanofluid and PCM integration for PV/T', Renewable Energy Focus, 2021.

[27] Yang, R., et al., 'Long-term degradation of PCM under UV radiation', Journal of Cleaner Production, 2019.

[28] Sharshir, S. W., et al., 'A review on PV/T systems with PCM', Energy Conversion and Management, 2017.

[29] Amin, M., et al., 'Phase change material behavior under solar irradiation', Journal of Energy Storage, 2020.

[30] Mohamad, A. A., et al., 'Thermal management of PV modules using phase change materials', Energy Procedia, 2015.

[31] He, W., et al., 'Experimental and numerical investigation of PV cooling using PCM', Applied Thermal Engineering, 2019.

[32] Belessiotis, V., et al., 'UV protection and aging in PCM-integrated PV modules', Journal of Photovoltaics, 2021.

[33] Jaworski, M., 'Thermal characterization of composite PCM for solar energy', Energy and Buildings, 2014.

[34] Hossain, M. S., et al., 'Integration of sepiolite in solar applications: A review', Journal of Renewable Energy, 2022.

[35] Kalogirou, S. A., 'Solar Energy Engineering: Processes and Systems', Academic Press, 2014.

[36] Sözen, A., et al. (2020). Effects of seasonal PCM behaviors on thermal energy storage. Proceedings of the Renewable Energy Systems Conference.

[37] Sharma, A., Tyagi, V. V., Chen, C. R., & Buddhi, D., (2009). Review on thermal energy storage with phase change materials and applications. Renewable and Sustainable Energy Reviews, 13(2), 318–345.

[38] Benli, T., et al. (2022). Mathematical modeling of hybrid PV/T systems and the effect of PCM contribution on energy efficiency. Journal of Energy Applications and Research.

[39] Rahebi, J., et al. (2023). Optical filtering behavior of UV-sensitive PV systems under radiation exposure. International Journal of Photonic Engineering.

[40] Nield, D. A., Bejan, A. (2013). Convection in Porous Media. Springer.

[41] Buongiorno, J., (2006). Convective transport in nanofluids. Journal of Heat Transfer, 128(3), 240–250.

[42] Raza, A., et al. (2019). Maxwell model-based investigation of nano-enhanced PCM thermal performance. Journal of Energy Storage, 21, 497–505.

[43] Amini, A., et al. (2021). Electromagnetic field impact on phase change materials: A numerical study. International Journal of Heat and Mass Transfer, 178, 121574.

[44] Zohuri, B., (2015). Maxwell's Equations and the Principles of Electromagnetism. Springer.

[45] Alavi, S. M., et al. (2022). Numerical study of UV-assisted heat transfer in nano-enhanced PCM. Renewable Energy, 188, 674–684.

[46] Zadeh, L. A., (1965). Fuzzy sets. Information and Control, 8(3), 338–353.

[47] Jang, J. S. R., Sun, C. T., & Mizutani, E., (1997). Neuro-fuzzy and soft computing. Prentice-Hall.

[48] Karami, N., et al. (2022). A fuzzy logic approach for optimizing solar energy systems using PCM. Renewable Energy, 195, 832–845.

[49] Singh, H., & Kaushik, S. C., (2013). Energy and exergy analysis of PV/T system using fuzzy logic. Solar Energy, 87, 158–168.

[50] Brown, F. B., (2002). MCNP—A General Monte Carlo N-Particle Transport Code. Los Alamos National Laboratory.

[51] Goodfellow, I., Bengio, Y., Courville, A., (2016). Deep Learning. MIT Press.

INVESTIGATION OF DENSITY VARIATION EFFECTS IN PHASE CHANGE MATERIAL MODELING UNDER VARYING GRAVITATIONAL CONDITIONS

Talip Mollahüseyinoğlu*, Özgür Bayer*
*Orta Doğu Teknik Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü,
06800 Çankaya, Ankara, talip.mollahuseyinoglu@metu.edu.tr, bayer@metu.edu.tr,

Abstract: Phase change materials have wide usage in thermal energy storage and transient electronics cooling due to their high latent heat capacity and ability to regulate temperature during phase transition. Numerical models play a critical role in the design, optimization, and performance prediction of phase change material-based cooling systems. Most commercial software utilizes the enthalpy-porosity method to model the phase change phenomena. Although the material density is not constant while melting/solidification is in progress, the Boussinesq approximation, which assumes constant density except in the buoyancy term, is a very popular method since it necessitates noticeably lower computational power. However, in unconstrained melting, solid sinking due to the density difference between solid and liquid states has a considerable effect on melting characteristics and time. To be able to model the solid motion, the variable density should be introduced, and the Volume of Fluid (VOF) method is the method to define it. Moreover, the magnitude of gravitational acceleration has an important effect convective flows in melting, since this motion is primarily driven by gravitational body force. Thus, the numerical methodology for studying unconstrained melting in different gravity conditions should be selected based on this fact. In this study, the accuracy of the two mentioned methods are investigated under different gravity conditions to assist the numerical methodology selection for unconstrained melting studies under microgravity or hypergravity conditions. It is found that under normal gravity conditions, the melting time differs by approximately 10% between the models in cases of unconstrained melting. Although the Volume of Fluid (VOF) method provides higher accuracy, the Boussinesq approximation is significantly more efficient. As gravitational acceleration increases, the discrepancies in the results between the two methods become more significant. Conversely, as gravity approaches microgravity conditions, these differences diminish, and the results from both methods converge. However, in terms of computational efficiency, the VOF method consistently remains the more demanding approach.
Keywords: Phase Change Material, Computational Fluid Dynamics, Unconstrained Melting, Volume of Fluid, Boussinesq Approximation

DEĞİŞKEN YER ÇEKİMİ KOŞULLARI ALTINDA FAZ DEĞİŞTİREN MALZEME MODELLEMESİNDE YOĞUNLUK DEĞİŞİMİ ETKİLERİNİN İNCELENMESİ

Öz: Faz değiştiren malzemeler, yüksek gizli ısı kapasiteleri ve faz geçişi sırasında sabit sıcaklıkta kalmaları nedeniyle ısıl enerji depolama ve zamana bağlı elektronik soğutmada geniş kullanım alanına sahiptir. Sayısal modeller, faz değiştiren malzeme temelli sistemlerinin tasarımında, optimizasyonunda ve performans tahmininde kritik bir rol oynamaktadır. Birçok ticari yazılım, faz değişimini modellemek için entalpi porozite yöntemini kullanmaktadır. Erime/katılaşma devam ederken yoğunluk sabit olmasa da, kaldırma kuvveti terimi dışında yoğunluğun sabit olduğunu varsayan Boussinesq yaklaşımı, belirgin şekilde daha düşük hesaplama gücü gerektirdiği için popüler bir yöntemdir. Ancak, kısıtlanmamış erimede, katı ve sıvı haller arasındaki yoğunluk farkından kaynaklanan katı hareketi, erime davranışı ve süresi üzerinde önemli bir etkiye sahiptir. Katı hareketini modelleyebilmek için değişken yoğunluğun tanıtılması gerekir ve Akışkan Hacmi yöntemi bunu tanımlamak için kullanılan en yaygın yöntemdir. Ayrıca yerçekimi ivmesinin büyüklüğü, erime esnasında ortaya çıkan doğal konvektif akışlar üzerinde önemli bir etkiye sahiptir, çünkü bu hareket esas olarak yerçekimi kuvveti tarafından tetiklenir. Bu nedenle, farklı yerçekimi koşullarında kısıtlanmamış erimeyi incelemek için kullanılacak sayısal yöntem bu durum göz önünde bulundurularak seçilmelidir. Bu çalışmada, mikro yerçekimi veya yüksek yerçekimi koşulları altında kısıtlanmamış erime çalışmaları için sayısal yöntem seçimine yardımcı olmak amacıyla, bahsedilen iki yöntemin doğruluğu farklı yerçekimi koşulları altında incelenmiştir. Normal yerçekimi koşulları altında, modeller arasında yaklaşık %10 oranında erime süresi farklılığı gözlenmiştir. Akışkan Hacmi yöntemi daha yüksek doğruluk sağlamasına rağmen, Boussinesq yaklaşımı daha kısa sürede ve düşük hesaplama gücüyle sonuç elde edilmesine olanak tanır. Yerçekimi ivmesi arttıkça, iki yöntemle elde edilen sonuçlar arasındaki

farklılıklar daha önemli hale gelmektedir. Buna karşılık, yerçekimi mikro yerçekimi koşullarına yaklaştıkça, bu her iki yöntemle edinilen sonuçlar birbirine yakınsamaktadır.
Anahtar Kelimeler: Faz Değiştiren Malzemeler, Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği, Kısıtlanmamış Erime, Akışkan Hacmi Yöntemi, Boussinesq Yaklaşımı

INTRODUCTION

Phase change materials (PCMs) are widely used in thermal energy storage systems and transient cooling applications due to their high latent heat storage capacity. However, this advantage is often limited by their inherent low thermal conductivity. To overcome this limitation, various enhancement techniques have been studied. For example, (Briache et al., 2024) conducted numerical simulations to evaluate the effectiveness of integrating fins, nanoparticles, and metal foams into PCMs to improve the thermal performance of heat sinks used in transient electronic cooling applications. (Huang et al.,2022) numerically examined the melting behavior of a paraffin/copper foam composite PCM storage unit within a rectangular enclosure, with an emphasis on the influence of different inclination angles. (Abdolahimoghadam and Rahimi, 2023) analyzed the heat storage efficiency of a nano-enhanced phase change material (nPCM) system in a vertical double-tube heat exchanger using paraffin and five types of nanoparticles. Similarly, (Shaik et al. 2025) conducted a numerical investigation into the impact of nanoparticles dispersed in PCMs, emphasizing the role of advanced fin geometries in enhancing thermal performance within energy storage systems.

Given the complexity of melting and solidification processes, accurate numerical modeling of phase change materials (PCMs) is crucial for designing and optimizing PCM thermal systems. With the advancement of computational fluid dynamics and the widespread availability of commercial software, such as FLUENT, the enthalpy-porosity method has become the standard approach for modeling phase change phenomena. The Darcy constant is a crucial parameter in implementing the enthalpy porosity method, as it represents the velocity damping in the mushy zone. Density consideration, whether assumed to be constant or a function of temperature, is another important factor in the modeling phase change. (Hu et al., 2022). Despite this, many studies use the Boussinesq approximation, which accounts for density variation only as a momentum source term, while neglecting it in the continuity and energy equations. While this approach is widely used, it becomes inadequate in cases of unconstrained melting, where the solid phase is free to move, since it fails to capture the physical sinking of the solid due to its higher density relative to the liquid. Additionally, it does not account for the domain expansion resulting from the decrease in density during phase change.

To overcome these limitations, variable density formulations are required. The Volume of Fluid (VoF) method is a commonly used technique for modeling such scenarios, as it allows for the explicit tracking of the PCM–air interface and can account for both the sinking of the solid phase and the volumetric expansion of the liquid phase (Assis et al., 2007).

Several studies have demonstrated that the Volume of Fluid (VoF) method can reliably reproduce experimental results in simulations involving phase change materials (PCMs), confirming its effectiveness in capturing critical phenomena such as PCM–air interface dynamics, volumetric expansion during melting, solid sinking, and the associated flow behavior (Oskouei et al., 2024; Hosseinizadeh et al., 2013).

Moreover, PCM behavior is sensitive to variations in gravitational conditions. Both experimental and numerical investigations have shown that hypergravity enhances natural convective flows, thereby influencing the melting characteristics and heat transfer performance of PCMs (Ding et al., 2022; Xu et al., 2021). Conversely, numerical studies indicate that microgravity can adversely affect PCM melting behavior, reducing convective heat transfer and leading to degraded thermal performance (Chen et al., 2019; Izgi, 2023).

Although various modeling techniques have been employed, there remains a need to understand better how the choice of density modeling affects the accuracy of PCM simulations under different gravitational conditions. In this study, the effects of gravity on the melting behavior of phase change materials are compared by two commonly used approaches: the Boussinesq approximation and the Volume of Fluid (VoF) method. Simulations are performed at three gravity levels—microgravity (0g), normal gravity (1g), and hypergravity (2g)—to determine whether the assumption of constant density is sufficient or if accounting for variable density leads to more accurate and physically realistic results. To enable a consistent comparison, two computational domains are constructed based on the same experimental setup, each tailored to the specific requirements of the Boussinesq and VoF approaches. The details of the numerical implementation, boundary conditions, and governing equations used in each case are provided in the following methodology section.

METHODOLOGY

Computational Domain and Boundary Conditions

The two computational domains used in this study, [A] for the Boussinesq approximation and [B] for the Volume of Fluid (VoF), are illustrated in Figure 1. In both cases, the phase change material (PCM) is contained within a cylindrical geometry with a radius of 11.29 mm and encapsulated in 1 mm-thick glass, which is maintained at

a constant temperature of 20°C above the PCM's melting point. Since the problem is symmetric in the angular direction, it is modeled as axisymmetric to minimize computational cost. In both models, the PCM initially begins in the solid phase at a temperature 4 °C below its melting point.

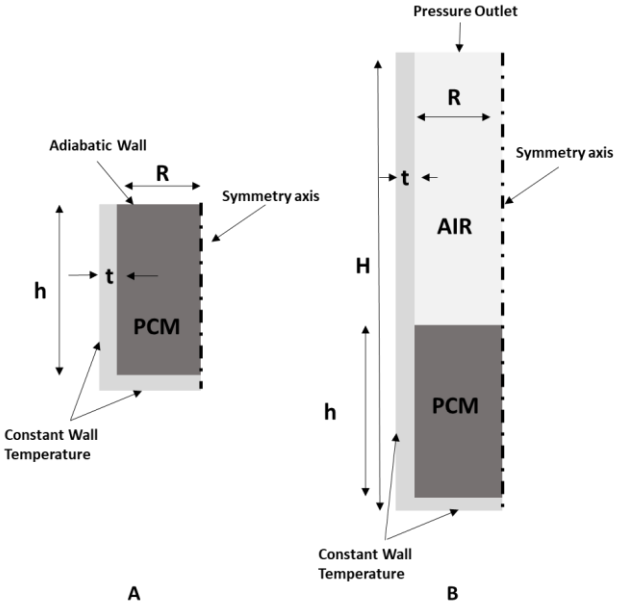


Figure 1. Computational Domain and Boundary Conditions

To ensure that the same PCM mass (10 grams) is used in both domains, the height of the PCM region is adjusted to 16.24 mm in Domain [A] and 14.63 mm in Domain [B]. In Domain [B], the total height of the computational domain is extended to 95 mm to include the surrounding air.

In Domain [A], the upper wall is assumed to be adiabatic, while in Domain [B], it is modeled as a pressure outlet to allow air to escape as the PCM expands during melting. To accurately simulate the phase change and flow behavior, the material properties for all relevant parts in the computational domains are given in the next section.

Material Properties

The computational domains consist of three main materials: PCM (calcium chloride hexahydrate, $CaCl_2 \cdot 6H_2O$), the glass enclosure, and the surrounding air. The thermophysical properties of PCM used in simulations are listed in Table 1.

Table 1. Material Properties of $\mathbf{CaCl_2 \cdot 6H_2O}$

Solidus/Liquidus Temperature, $[T]$	28/30 $°C$
Density (Solid/Liquid) $[\rho]$	1706/1538 kg/m^3
Thermal Conductivity (Solid/Liquid) $[k]$	1.09/0.546 $W/m \cdot K$
Specific heat (Solid/Liquid) $[c_p]$	2060/2230 $J/kg \cdot K$
Latent heat $[L]$	170 kJ/kg
Dynamic viscosity $[\mu]$	0.01 $Pa \cdot s$
Coefficient of thermal expansion $[\beta]$	0.0005 K^{-1}

Large melting temperature interval of the PCM creates a very thick mushy zone in simulations, which is not realistic. This leads the numerical solution to deviate from the experimental findings (Oskouei et al. 2024). To prevent this, a narrower temperature range of 29.75–30 °C is used instead of 28–30 $°C$ in both models. The properties of glass that enclose the PCM have a density of 2235 kg/m^3, a thermal conductivity of 1.1 $W/m \cdot K$, and a specific heat of 800 $J/kg \cdot K$. Lastly, in the VoF model, air is used with a density of 1.225 kg/m^3, thermal conductivity of 0.0242 $W/m \cdot K$, specific heat of 1006 $J/kg \cdot K$, and viscosity of $1.78 \cdot 10^{-5}$ $Pa \cdot s$.

Governing Equations

In this study, several assumptions are made to simplify the modeling of the phase change process. The flow is considered laminar and incompressible, with no viscous dissipation and radiation effects. Due to the boundary conditions and geometry, the domains are modeled as 2-D axisymmetric, as illustrated in Figure 1. For the Volume of Fluid (VoF) method, both the PCM and air phases are explicitly modeled to track the interface and volume changes that occur during the melting process. In contrast, the Boussinesq approximation model only includes PCM. Density changes are only included as a buoyancy term in the momentum equation. This approach ignores volume expansion and does not account for the surrounding air. Based on these assumptions, the governing equations for both models are presented below.

In the VoF method, since both PCM and air exist in the domain, the method determines which material is present in each cell. If the jth fluid is not present in a cell: $\alpha_j = 0$, if the cell is completely filled with the jth fluid: $\alpha_j = 1$, and for interfacial cells: $0 < \alpha_j < 1$. Eq. (1) shows how α_j is calculated by the software.

$$\alpha_j = \frac{\text{volume of } j^{th} \text{ material in the cell}}{\text{volume of the cell}} \quad (1)$$

Unlike the standard form of mass conservation, in the VoF method, mass conservation is solved for both fluids.

$$\frac{\partial(\alpha_j \rho_j)}{\partial t} + \nabla \cdot \left(\alpha_j \rho_j U_j\right) = 0 \quad (2)$$

Similar to the mass conservation equation, the momentum equation is also solved for both fluids. The form of the momentum equation is presented in Eq (3).

$$\frac{\partial(\alpha_j \rho_j U_j)}{\partial t} + \left(U_j \cdot \nabla\right)\left(\alpha_j \rho_j U_j\right) = -\alpha_j \nabla P_j + \alpha_j \mu_j \nabla^2 U_j + \alpha_j \rho_j g + S_j \quad (3)$$

The source term is added to the momentum equation to dampen motion when the PCM is in the transition region,

mimicking mushy region behavior. As the PCM melts completely, the source term no longer dampens the velocities, and fluid flow is solved using the standard Navier-Stokes equations. In Eq (4)., the source term is given, where C_{mush} acts as a damping coefficient in the mushy zone and adjusts the damping strength.

$$S_j = C_{\text{mush}} \cdot \frac{(1-f)^2}{f^3+\epsilon} \cdot U_j \quad (4)$$

The liquid fraction f is determined based on the temperature T relative to the solidus (T_{solidus}) and liquidus (T_{liquidus}) temperatures. When the temperature is below the solidus temperature, the PCM is completely solid, so $f = 0$. When the temperature exceeds the liquidus temperature, the PCM is fully liquid, and $f = 1$. For temperatures between the solidus and liquidus, Eq. (5) is used.

$$f = \frac{T - T_{\text{solidus}}}{T_{\text{liquidus}} - T_{\text{solidus}}} \quad (5)$$

The energy equation is solved for both fluids like momentum and mass conservation equations.

$$\frac{\partial(\alpha_j \rho_j i)}{\partial t} + \nabla \cdot \left(\alpha_j \rho_j U_j i\right) = \alpha_j k_j \nabla^2 T_j \quad (6)$$

To accurately model the phase change process, latent heat must be taken into account during melting. Therefore, the specific enthalpy is calculated using Eq. (7), which includes both sensible and latent heat contributions.

$$i = \int_{T_{\text{ref}}}^{T} c_p \, dT + fL \quad (7)$$

If the Boussinesq approximation is applied, expansion of the PCM is not observed since density changes are only considered in the momentum equation as a source term, not in the continuity or energy equations. As a result, there is no volume expansion of the PCM, and the air interface is not detectable. For this reason, only the PCM domain is modeled. All cells are assumed to be filled with PCM, that is to say, $\alpha_j = 1$, and no second fluid is involved.

So, a simplified form of mass conservation equation is given in Eqn. (8).

$$\frac{\partial(\rho)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U) = 0 \quad (8)$$

Like the mass conservation equation, the momentum equation is solved only for the PCM. Additionally, a source term is included to represent buoyancy effects resulting from temperature-dependent variations in density.

$$\frac{\partial(\rho U)}{\partial t} + (U \cdot \nabla)(\rho U) = -\nabla \mathrm{P} + \mu \nabla^2 U + S_b + S_j \quad (9)$$

The buoyancy term, defined in Eq. (10), accounts for fluid motion driven by temperature-dependent density variations. This term captures natural convection effects.

$$S_b = \rho_0 \, g \, \beta \, (T - T_{\text{ref}}) \quad (10)$$

Similar to the mass and momentum conservation equations, the simplified form of the energy equation is given in Eq. (11).

$$\frac{\partial(\rho i)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U i) = k \nabla^2 T \quad (11)$$

The governing equations are discretized and solved using ANSYS Fluent over the computational domain. Pressure–velocity coupling was handled using the SIMPLE algorithm, and second-order upwind discretization schemes were applied to both momentum and energy equations. The computational domains were discretized with quadrilateral elements smaller than 0.1 mm, with finer mesh refinement near the walls to capture boundary layer effects accurately. Time was discretized with a time step of 0.01 seconds to ensure temporal accuracy and numerical stability. Convergence criteria were set to 10^{-8} for the energy equation and 10^{-4} for both momentum and continuity equations.

In the VoF model, an explicit scheme was used to update the volume fractions of air and PCM, employing a sharp interface capturing method to define the phase boundary precisely. The cutoff criterion was set to 1×10−7, and the Courant number was limited to 0.25 to ensure numerical stability.

RESULTS AND DISCUSSION

The numerical model is developed to replicate the experimental work by Pan et al. (2018) to validate its accuracy. The evolution of the melt fraction is monitored, and a detailed comparison between the current numerical results, obtained using various mushy zone constants, and the experimental data is presented in Figure 2.

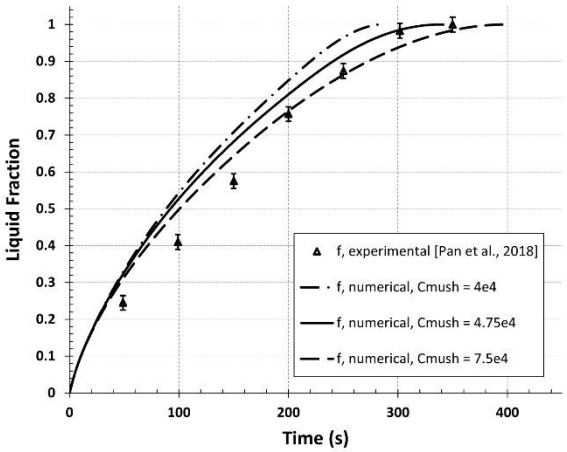


Figure 2. Validation Study

In addition to their experiments, Pan et al. also conducted numerical simulations with a relatively high mushy zone constant in order of 10^6 to match their predicted melting times with experimentally observed melting time.

However, such a high value of the C_{mush} excessively limits fluid motion in the mushy region. This suppression of fluid motion artificially suspends the solid PCM and prevents its natural downward movement due to gravity. Although the predicted melting duration aligns well with the experimental results, the physical behavior is not realistically captured in their numerical model.

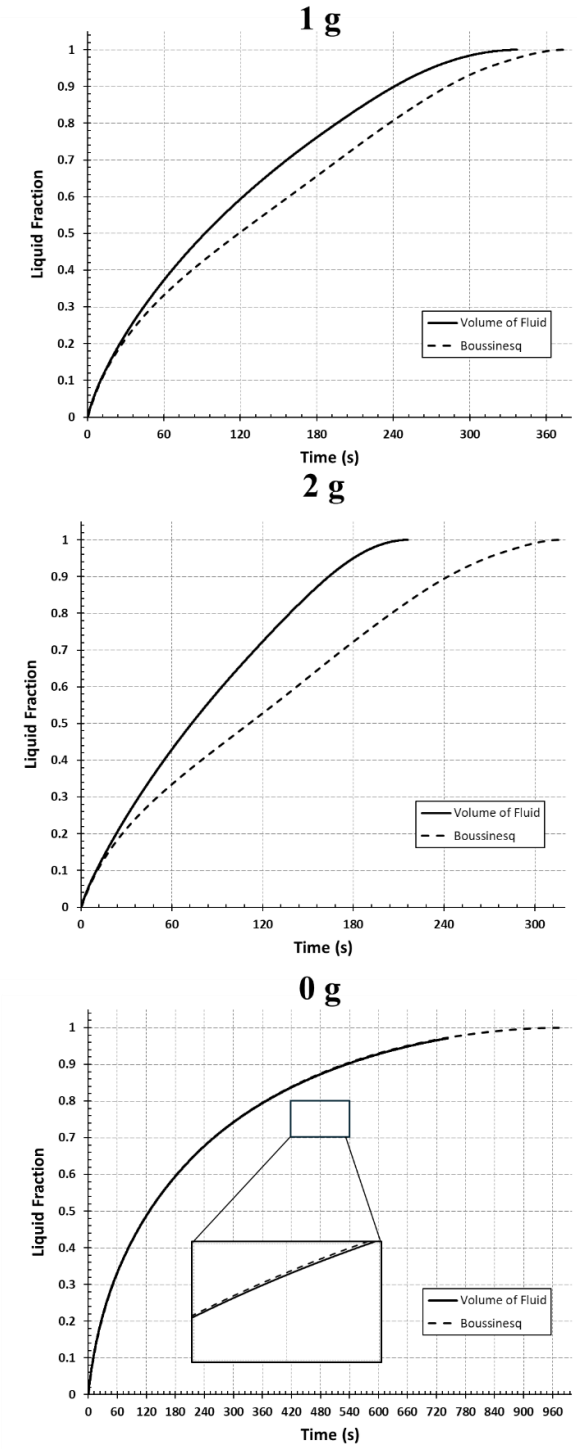


Figure 3. Liquid fractions for different gravity conditions

Recognizing this limitation, the current study utilizes the lower mushy zone constant and a narrower melting temperature range of 0.25 °C. When the mushy zone constant is set to 7.5×10^4, the model tends to overestimate the melting time, and the sinking of the solid PCM is barely visible, indicating high fluid flow resistance. On the other hand, selecting a constant value of 4×10^4 leads to an underestimation of the melting time, showing that the damping effect in the mushy zone is too weak. Among the various values tested, a mushy zone constant of 4.75×10^4 provides the best compromise, yielding melting times in close agreement with the experiments while also accurately capturing the clear sinking motion of the solid phase.

Under 2g conditions, the discrepancy between the two models becomes more pronounced. While the difference in total melting time under 1g was approximately 11.3% (337 s for the VoF model and 375 s for the Boussinesq approximation), this gap increases significantly under 2g, reaching 46.3%, with melting times of 216 s and 316 s, respectively. As in the 1g case, the initial stage of melting is conduction-dominated, resulting in minimal differences between the two models. However, once natural convection becomes the dominant heat transfer mechanism, the melt fractions begin to diverge considerably. Although both models can capture the convective behavior, only the VoF method is capable of modeling solid sinking. This phenomenon becomes more pronounced at higher gravity and plays a critical role in accelerating the melting process. In the final phase of melting, conduction once again becomes the dominant mode of heat transfer in both models. This shift results in a noticeable slowing of the melting rate. As a consequence, the thermal responses of the two models become more similar during the final stage.

In microgravity, the difference in melting times between the two methods is minimal, with only a 1% deviation, 972 s for the Boussinesq approximation and 983 s for the VoF model, indicating strong agreement. Since there is no gravitational body force in the domain, buoyancy-driven flow cannot develop. Although the VoF model captures the expansion of the PCM due to density differences, this expansion is not a driving mechanism capable of inducing velocity fields that would alter the heat transfer mechanism. As a result, in both models, heat transfer remains dominated by pure conduction.

The velocity and liquid fraction contours obtained from the Boussinesq approximation and the Volume of Fluid (VoF) method under 1g and 2g conditions at various time steps are shown in Figure 4. In both models under various gravitational effects, melting initiates near the heated wall as heat diffuses into the PCM from the constant-temperature boundary. This early-stage behavior can be seen in the 60 second contours. As heat penetrates deeper into the domain, temperature gradients become more pronounced, leading to visible convective flows in the

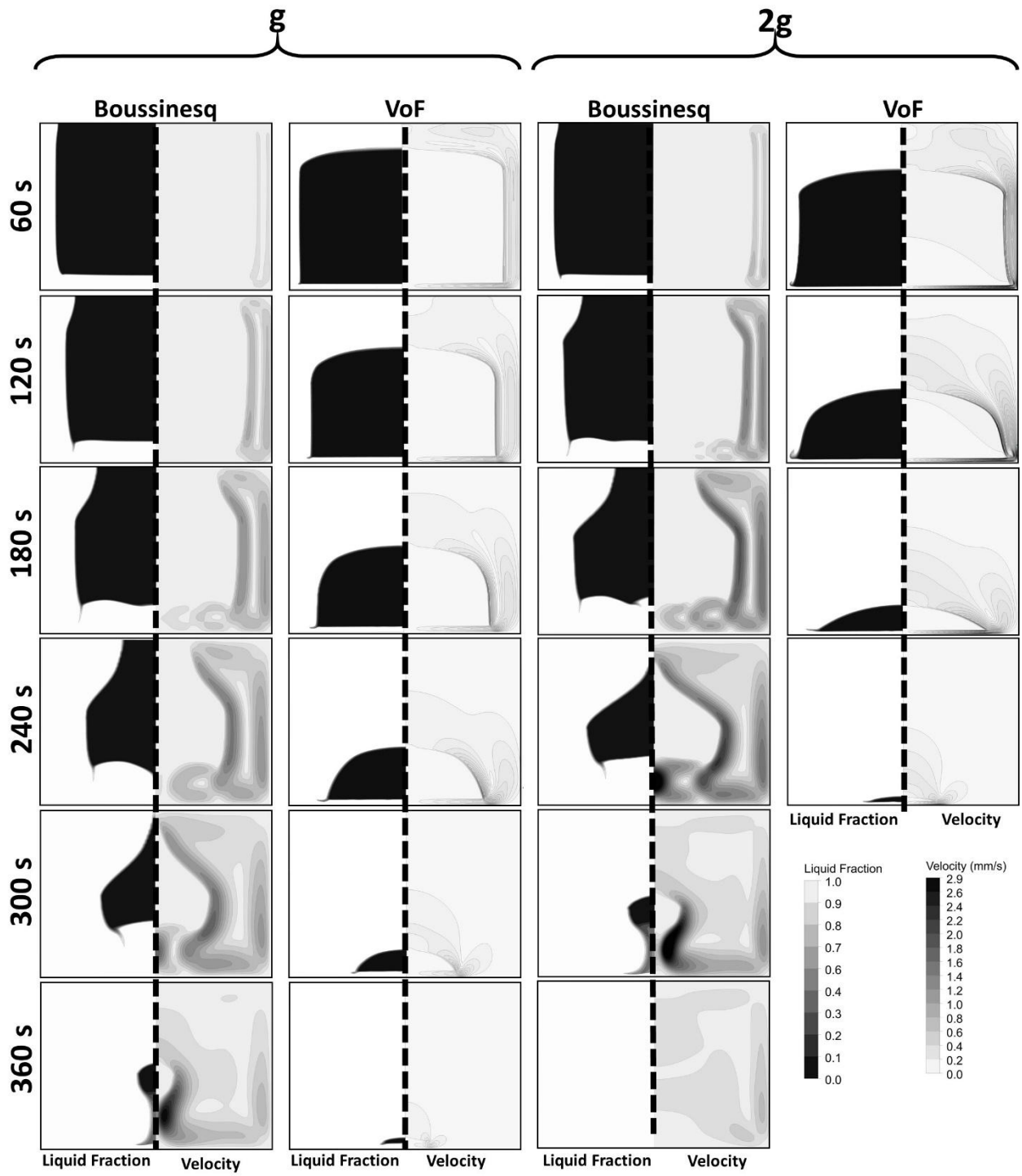


Figure 3. Velocity and liquid fraction contours for different models and gravitational conditions at selected time steps

intermediate time steps. Toward the end of the melting process, temperature differences decrease, the induced flow weakens, and conduction once again becomes the dominant mode of heat transfer.

In the Boussinesq approximation model, increased gravitational acceleration results in stronger natural convective flows, as indicated by higher velocity magnitudes. These enhanced velocities improve heat transfer and reduce melting time from 375 s under 1 g to 316 s under 2 g, corresponding to a 16% reduction. However, despite no physical or geometric constraints, the solid phase appears to remain suspended in the center of the domain. Thus the model fails to capture the correct physical behavior although the melting time predictions for the 1g case under the Boussinesq model are relatively close to experimental values (with approximately a 10% deviation). In reality, the density difference between the solid and liquid phases should cause the solid to sink. This limitation becomes even more apparent under 2g

conditions, where sinking is expected to be more prominent yet remains absent in the simulation. In contrast, the VoF model successfully captures both the melting time and the physical behavior observed experimentally under 1g conditions. The solid portion of the PCM has a downward velocity component; that is, the bulk of the solid is moving in the direction of gravity. This motion creates a liquid film of nearly constant thickness near the bottom wall. The presence of squeezed thin film reduces the thermal resistance between the wall and PCM. When gravity is increased to 2g, this effect becomes more pronounced. The combined influence of intensified natural convection and enhanced close-contact melting results in a 56% reduction in melting time between the 1g and 2g cases, with melting times of 337 s and 216 s, respectively.

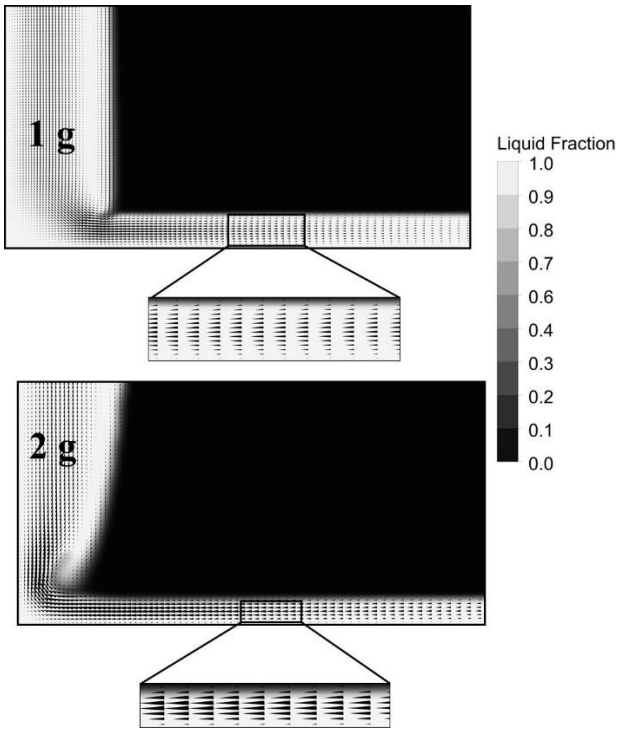


Figure 5. Boundary layer formation in the Volume of Fluid (VoF) model under 1g and 2g conditions at a liquid fraction of 0.4.

The boundary layer formation near the heated bottom wall and the solid PCM is observed in the Volume of Fluid (VoF) model under both 1g and 2g conditions at a liquid fraction of 0.4, as presented in Figure 5. As the bulk solid descends due to the density difference, it compresses the underlying liquid layer that has already melted due to contact with the hot boundary. This squeezed liquid film maintains a nearly uniform thickness throughout the melting process. Under 1g conditions, the film thickness is approximately 0.56 mm, whereas, under 2g, it becomes thinner at around 0.32 mm. The maximum velocities within the film are measured to be 0.38 mm/s for 1g and 0.84 mm/s for 2g. These results highlight the enhanced convective transport and the significantly reduced melting time under increased gravitational acceleration.

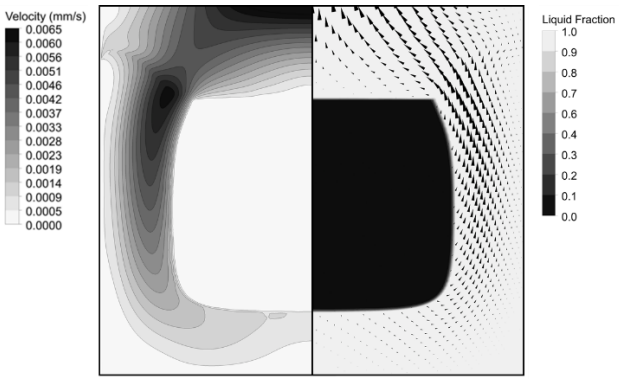


Figure 4. Velocity contours and vectors alongside the liquid fraction distribution in the Volume of Fluid (VoF) model at 380 second.

Under microgravity conditions, the liquid fraction and velocity field results from both the VoF and Boussinesq methods show close agreement, as the absence of gravity suppresses fluid motion and leads to similar thermal and flow behavior. However, the VoF model captures very small velocities induced by the thermal expansion of the PCM, on the order of 0.01 mm/s, as shown in Figure 5, which the Boussinesq approximation model does not capture. Despite this, the minimal velocity fields have an insignificant impact on the overall heat transfer, resulting in nearly identical total melting times. Therefore, when the objective is to evaluate heat transfer performance, the Boussinesq approximation is advantageous due to its lower computational cost.

CONCLUSION

In this study, the effect of density considerations in a cylindrical domain with a constant wall temperature is investigated. For the constant density case, only the buoyancy force arising from density variations is considered, and the Boussinesq approximation is applied. In contrast, for the variable density case, the Volume of Fluid (VoF) method is employed, where the density is a function of temperature, and the air–PCM interface is tracked to capture the expansion of the PCM. As gravity increases, gravity-driven effects become more significant, and a key phenomenon known as the close-contact melting effect becomes more pronounced. However, when gravity is low, the associated effects are less dominant, and the flow behavior tends toward a diffusion-dominated regime. To analyze these effects in detail, a commercial CFD software, ANSYS FLUENT, is utilized and following conclusions are drawn.

- When gravity is not present in the domain, both the constant-density and variable-density approaches yield identical results. This is because, in the absence of gravitational forces, natural convection is suppressed, and heat transfer occurs only via conduction. Consequently, the Boussinesq approximation becomes advantageous due to its reduced computational cost.
- Under normal gravity conditions, although the Boussinesq approximation produces approximately correct results in terms of melting time, with an error of

around 10% in our case, it fails to capture the underlying flow physics fully. In domains where close-contact melting is likely to occur, the Volume of Fluid (VoF) method is a more appropriate choice. VoF gives melting times that closely match experimental findings. Also, it accurately resolves the flow field and offers more realistic results in terms of flow physics. However, this improved accuracy comes with the cost of increased computational demand.

- When gravity is above standard conditions, such as 2g in our case, the discrepancy between the two methods increases. This is primarily due to the more pronounced effect of solid sinking resulting from close-contact melting, which becomes more significant at higher gravitational forces. As in the 1g case, the Boussinesq approximation fails to capture this phenomenon accurately. Although it predicts shorter melting times, the actual melting times are expected to be even less due to enhanced convective effects under elevated gravity. This further shows the Boussinesq model's limitation in representing the complete physics of the process. Hence, despite its higher computational cost, the VoF method outperforms the Boussinesq approximation in capturing the complete melting dynamics under conditions of increased gravity.

NOMENCLATURE

T_j	Temperature of phase *j*	[K]
ρ_j	Density of phase *j*	[kg/m³]
k_j	Thermal conductivity of phase *j*	[W/m·K]
c_{p_j}	Specific heat capacity of phase *j*	[J/kg·K]
L_j	Latent heat of fusion of phase *j*	[J/kg]
μ_j	Dynamic viscosity of phase *j*	[Pa·s]
β	Thermal expansion coefficient	[1/K]
α_j	Fraction of phase j in a cell	[-]
U_j	Velocity vector of phase *j*	[m/s]
P_j	Pressure in phase *j*	[Pa]
g	Gravitational acceleration	[m/s²]
S_j	Momentum sink term in enthalpy-porosity method	[N/m³]
C_{mush}	Mushy zone constant	[kg/m³·s]
f	Liquid fraction	[-]
ϵ	Numerical tolerance or small number	[-]
i	Specific enthalpy	[J/kg]
S_b	Buoyancy source term	[N/m³]

REFERENCES

Abdolahimoghadam, M., & Rahimi, M. (2023). A numerical evaluation of a latent heat thermal energy storage system in the presence of various types of nanoparticles. *Applied Thermal Engineering*, *230*, 120854.

Briache, A., Afass, A., Ouardouz, M., Ahachad, M., & Mahdaoui, M. (2024). A comparative analysis of enhancement techniques in a PCM-embedded heat sink: fin forms, nanoparticles, and metal foam. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *229*, 125730.

Assis, E., Katsman, L., Ziskind, G., & Letan, R. (2007). Numerical and experimental study of melting in a spherical shell. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *50*(9-10), 1790-1804.

Chen, X., Hao, G., Yao, F., & Zhang, C. (2019). Numerical study on melting phase change under microgravity. *Microgravity Science and Technology*, *31*, 793-803.

Ding, C., Zhang, C., Ma, L., & Sharma, A. (2022). Numerical investigation on melting behaviour of phase change materials/metal foam composites under hypergravity conditions. *Applied Thermal Engineering*, *207*, 118153.

Hosseinizadeh, S. F., Darzi, A. R., Tan, F. L., & Khodadadi, J. M. (2013). Unconstrained melting inside a sphere. *International Journal of Thermal Sciences*, *63*, 55-64.

Hu, N., Li, Z. R., Xu, Z. W., & Fan, L. W. (2022). Rapid charging for latent heat thermal energy storage: A state-of-the-art review of close-contact melting. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, *155*, 111918.

Huang, S., Lu, J., & Li, Y. (2022). Numerical study on the influence of inclination angle on the melting behaviour of metal foam-PCM latent heat storage units. *Energy*, *239*, 122489.

Izgi, B. (2023). Effect of fins on melting of phase change material in a closed vertical cylinder under microgravity. *Applied Thermal Engineering*, *220*, 119703.

Oskouei, S. B., Li, Z. R., Bayer, Ö., & Fan, L. W. (2024). Close-contact melting and natural convection in unconstrained melting: A parametric study. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *218*, 124795.

Oskouei, S. B., Salamatbakhsh, E., & Bayer, O. (2024). SIMULTANEOUS CLOSE-CONTACT MELTING AT DIFFERENT MELTING TEMPERATURES IN A CYLINDRICAL ENCLOSURE. In *ICHMT DIGITAL LIBRARY ONLINE*. Begel House Inc..

Shaik, S. A., Nigam, P. K., & Gugulothu, S. K. (2025). Advanced fin designs for improved thermal management in PCM-based latent heat storage systems. *Applied Thermal Engineering*, *272*, 126337.

Xu, Y., Wang, J., & Yan, Z. (2021). Experimental investigation on melting heat transfer characteristics of a phase change material under hypergravity. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *181*, 122004.

DESIGN OPTIMIZATION AND PERFORMANCE ANALYSIS OF SINGLE-PHASE MICRO PIN FIN HEAT SINKS FOR ELECTRONIC THERMAL MANAGEMENT: A CASE REVIEW

Merdin DANIŞMAZ*
*Kirşehir Ahi Evran Üniversitesi, Mühendislik Mimarlık Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü,
40100 Merkez, KIRŞEHİR, m.danismaz@ahievran.edu.tr

Abstract: This mini review offers a comprehensive overview of design optimization, experimental investigations, and numerical simulations related to single-phase, fluid-cooled Micro Pin Fin Heat Sinks (MPFHS) for thermal management in high-power electronic systems. It emphasizes the importance of key parameters such as Nusselt number (Nu), pressure drop (Δp), friction factor (f), and thermohydraulic performance (THP) in evaluating system efficiency. The review carefully explores how various geometric features, including pin cross-sectional shape, fin arrangement, perforation, and lateral spacing, influence heat transfer and fluid flow. Notably, circular pin fins generally outperform square ones in heat transfer performance but tend to have higher frictional losses. Both inline and staggered configurations offer distinct advantages depending on application needs, with tip clearance emerging as a critical factor for enhancing thermal performance; optimized clearance values can significantly improve heat dissipation. The analysis also highlights ongoing challenges in consistently defining hydraulic diameter for MPFHS, discussing multiple approaches such as the minimum cross-sectional area method, pin dimension-based formulas, the tube bundle method, and heat exchanger models. By comparing experimental data and computational analyses, the review aims to establish optimal design ranges and correlations, providing valuable insights for researchers and engineers working towards advanced, efficient cooling solutions for increasingly complex electronic systems.
Keywords: Micro Pin Fin Heat Sinks, Thermal performance, Hydraulic diameter, Heat transfer, Fluid flow, Geometric optimization, Electronic cooling

INTRODUCTION

The escalating demand for high-performance electronic devices necessitates efficient thermal management solutions to prevent overheating and ensure operational reliability (Raju and Raju, 2023). Elevated heat fluxes, if inadequately managed, can lead to reduced device lifespan, increased failure rates, and compromised system functionality (Pérez and Álvarez, 2022). Traditional approaches have focused on a variety of heat sink designs; however, as electronic components become more compact and power-dense, there is a pressing need for innovative cooling strategies that offer higher heat transfer efficiency within limited space constraints (Kim and Lee, 2022).

Microchannel heat sinks, particularly those incorporating micro pin fins, have emerged as promising candidates due to their high surface-area-to-volume ratio, enhanced convective heat transfer, and secondary flow features (Wang and Fan, 2022). The micro pin fin configuration amplifies the heat transfer surface area and induces vortex formations, which augment mixing and disrupt boundary layers, thereby improving thermal performance (Singh and Kumar, 2021). Numerous studies have explored the influence of pin fin geometry, including cross-sectional shape (circular, square, or more complex), arrangement (inline or staggered), and porosity, on heat transfer coefficients and pressure drops (Nguyen and Li, 2021). These parameters critically affect vortex dynamics, flow characteristics, and ultimately system efficiency (Fernández and Ríos, 2019).

Recent research has shown that sharp-edged pin fins with optimized aspect ratios and tip clearances can significantly enhance vortex formation and improve thermo-hydraulic performance (Zhang and Luo, 2019). Innovative geometries such as piranha-shaped, open-ring, and lattice structures have demonstrated superior cooling effectiveness compared to traditional designs, pointing to a strong potential for further geometric optimization (Korhonen and Korpela, 2023). The interplay of parameters such as pitch distance in axial and transverse directions, hydraulic diameter, and fin porosity has been systematically analyzed using computational fluid dynamics (CFD), revealing complex dependencies that require careful balancing to optimize thermal performance versus hydraulic losses (Li and Çen, 2022).

Flow regime plays a pivotal role in heat sink efficiency, with vortex formation downstream of pin fins being a key factor distinguishing between laminar and turbulent flow effects. While circular pin fins tend to outperform square ones at higher Reynolds numbers due to favorable vortex dynamics, the opposite trend is often observed at lower flow rates (Chen and Zhou, 2020). The challenge remains to standardize the design parameters and develop reliable correlations for predicting performance across various geometries and flow conditions (Patel and Joshi, 2021).

Furthermore, recent advances in additive manufacturing have enabled the fabrication of highly complex and customized pin fin structures, opening new avenues for innovative designs that can outperform conventional geometries (Kumar and K., 2022). Despite the progress, there is still a noticeable gap in understanding the detailed vortex mechanisms and how they interact with different geometric modifications in micro pin fin heat sinks (Choi and Patel, 2023). Delineating these effects is critical for developing next-generation cooling solutions for high-density electronics, especially in applications such as data centers, high-performance computing, and aerospace systems (Zhang and Wu, 2023).
This review critically synthesizes current research on the geometric modifications in micro pin fin configurations, emphasizing their influence on thermal and hydraulic performance. By evaluating experimental, numerical, and analytical findings, the goal is to identify optimal design ranges and suggest directions for future research aimed at engineering high-efficiency, compact cooling solutions.

MATERIALS AND METHODS

This study conducts a comprehensive review of experimental and numerical investigations focusing on the geometric modifications, material selections, and boundary conditions applied to micro pin fin heat sinks. Data from multiple studies were systematically compiled into tabular formats, facilitating detailed comparison and critical analysis of the influencing parameters on thermo-hydraulic performance. The overarching goal is to identify trends, optimize design parameters, and understand the effects of different materials and operating conditions.

The performance of micro pin fin heat sinks is influenced not only by geometric optimization but also by the dynamic properties of the working fluid. Specifically, in air-cooled systems, the behavior of the fluid, analyzed through Reynolds (Re) and Nusselt (Nu) numbers, is a fundamental criterion for assessing the overall effectiveness of the design. Air is commonly preferred for cooling electronic devices because of its low specific heat capacity and high thermal conductivity (Raju and Raju, 2023). In micro pin fin heat sinks, airflow can operate under laminar or turbulent regimes, with the Reynolds number usually ranging between 500 and 10,000 (Pérez and Álvarez, 2022). Within this range, the formation of turbulence and flow structures significantly impacts heat transfer, and their relationship with the thermal resistance of the sink has been extensively studied. Numerical investigations at Re ≈ 5000 indicate that circular pin fin geometries yield approximately 17.96% to 18.30% higher thermal performance factors compared to other configurations, underscoring the critical role of turbulence in enhancing heat transfer within microstructures (Patel and Joshi, 2021; Li, Zhang and Wang, 2020).

Key fluid parameters such as Re, Nu, and pressure drop greatly influence system behavior. Experimental and simulation results reveal that boosting mass flow rates tends to decrease the convective heat transfer coefficient; however, pressure drops remain relatively unchanged, suggesting that the effect of flow rate on hydraulic losses is minor in these configurations (Smith and Lee, 2019). Additionally, designs employing symmetric airfoil profiles show low pressure drops, whereas asymmetric airfoil profiles can increase the Nusselt number by up to 57.62% and improve the thermal performance factor by 35.43% (Zhang and Chen, 2022). These improvements are attributed to helical (spiral) flow patterns and convergence-divergence flow structures around the fins, generated by particular airfoil geometries, which effectively augment heat transfer. Analyzing these fluid dynamic behaviors is essential for determining optimal operational conditions and guiding design modifications to maximize thermal performance in micro pin fin systems (Ahmed and Patel, 2023).

The fluid flow and heat transfer mechanisms in micro pin fin heat sinks can be summarized schematically as shown in Figure 1.

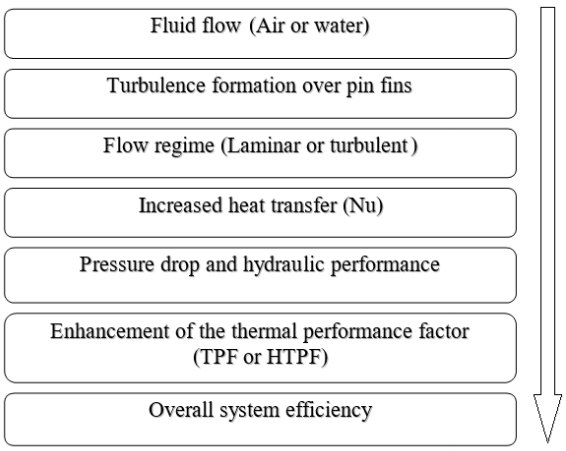


Figure 1. Heat sink thermal analysis flow diagram

Geometric Variations and Design Parameters

Table 1 encapsulates the geometric parameters examined across the reviewed literature, such as cross-sectional shape, fin arrangement, porosity, aspect ratio, tip clearance, and pin dimensions. The analysis indicates that these parameters substantially influence vortex formation, flow dynamics, and resulting heat transfer coefficients.

The collected data highlight several key observations. First, porosity values generally sit within the 45-60% range, aligning with previous findings that suggest porosity in this range fosters vortex formation and enhances convective heat transfer. Higher porosity often correlates with increased vortex strength, which improves heat removal but may also raise pressure drop penalties.

Aspect ratios between 0.33 and 1 are common; higher aspect ratios tend to promote stronger vortex formation downstream, thereby augmenting heat transfer, though at the expense of increased flow resistance (Zhang and Luo, 2019; Li and Çen, 2022). The choice of material directly impacts thermal performance, with metals like copper and aluminum offering superior thermal conductivity. The use of advanced composite materials (Singh and Kumar, 2021) presents promising avenues for achieving high thermal performance with improved mechanical and chemical stability, especially in demanding environments.

Table 1. Geometric variations and design parameters

Study	Cross-Section	Arrangement	Porosity (%)	Aspect Ratio	Tip Clearance (%)	Pin Dimensions (μm)	Material	Boundary Conditions
Raju and Raju, 2023	Circular	Staggered	55	0.5	20	300x150	Aluminum Silicate	Constant heat flux, fully water flow
Pérez and Álvarez, 2022	Square	Inline	45	0.33–1	15–25	200x200	Copper	Constant inlet velocity, Re = 50–500
Kim and Lee, 2022	Piranha-shaped	Staggered	50–60	0.4–0.8	15–25	250x250	Chrome-plated	Constant heat flux, ambient air
Wang and Fan, 2022	Open-ring	Staggered	50	0.5	15–20	280x280	Aluminum	Fixed inlet temperature, water flow
Singh and Kumar, 2021	Lattice	Inline	55	0.5	10–20	300x150	Ceramic composite	Fixed pressure, variable temp

Materials and Environment Conditions

Table 2 summarizes the material properties, working fluids, and environmental operating conditions employed across these studies. Material selection plays a vital role in thermal management efficiency. Copper's superior thermal conductivity makes it most suitable for high-performance applications, yet cost and fabrication considerations may favor aluminum.

Table 2. Oprational conditions

Study	Material	Thermal Conductivity (W/m·K)	Fluid	Ambient Conditions	Operating Mode
Raju and Raju, 2023	Aluminum	237	Water	25°C, steady	Continuous, high heat flux
Pérez and Álvarez, 2022	Copper	385	Water	20°C, steady	Continuous, variable flow rates
Kim and Lee, 2022	Chrome Coating	16	Air	20–40°C	Cyclic testing with airflow
Wang and Fan, 2022	Aluminum	237	Water	25°C	Steady-state and transient conditions
Singh and Kumar, 2021	Ceramic composites	3–4	Water & air	Ambient temperature variations	Steady and adaptive operation

Next-generation ceramics can provide high-temperature stability, offering potential for integration in harsh environments (Singh and Kumar, 2021). The boundary

conditions reflect different operational scenarios—steady, cyclic, and transient—highlighting the importance of understanding performance under diverse working environments, especially for real-world applications such as high-power electronics and aerospace systems (Kim and Lee, 2022; Wang and Fan, 2022).

Critical Reflection and Comparative Insights

The extensive variation in geometrical configurations, materials, and boundary conditions underscores the multifaceted nature of micro pin fin heat sink optimization. For instance, studies indicate that increasing porosity within the 45–60% range enhances vortex formation and mixing, which improves heat transfer; however, it also leads to higher pressure drops. The trade-off between thermal performance and hydraulic efficiency must therefore be carefully balanced for practical applications.

Similarly, the aspect ratio plays a pivotal role: higher aspect ratios tend to generate more robust vortex structures downstream, promoting enhanced convective heat transfer, but at the cost of increased flow resistance. Metal choice significantly influences the thermal response, with copper and aluminum being the most prevalent due to their high thermal conductivities, as supported by multiple studies. The emerging use of ceramic composites highlights the trend toward materials capable of enduring harsher environments while maintaining adequate thermal conductivity, although their lower thermal conductivities compared to metals necessitate design modifications for optimal performance.Operational conditions such as inlet flow velocity, inlet temperature, and heat flux are also critical in assessing heat sink performance. Steady-state, cyclic, and transient regimes have been examined, illustrating that vortex dynamics and heat transfer efficacy are highly sensitive to these parameters. Such findings emphasize the importance of context-specific design optimization to meet diverse operational demands.

Finally, the analysis reveals that the geometric modifications, such as piranha-shaped fins, open-ring structures, and lattice arrangements, offer significant potential for performance enhancement. These innovative geometries facilitate vortex shedding and turbulence, leading to superior heat transfer rates, as corroborated by recent experimental findings. The integration of advanced manufacturing techniques like additive manufacturing further expands design possibilities, enabling complex geometries that were previously infeasible, thus opening new horizons for heat sink optimization.

RESULTS AND DISCUSSION

In reviewing the literature, several key trends emerge concerning the influence of material selection, geometric configuration, and operating environment on the thermal performance metrics such as Heat Transfer Performance Factor (HTPF), efficiency, and overall thermal behavior. These insights are summarized in tables below, accompanied by critical commentary and recommendations for graphical analysis.

Material Type and Performance

Material selection is often subject to economic constraints. The variation of HTPF values according to fin material is given in Table 3 with normalized values.

Metals dominate due to their high thermal conductivity, resulting in higher normalized performance. As Wang and Fan (2022) noted, copper structures achieve up to 10% higher HTPF compared to ceramics due to more efficient heat conduction (Wang and Fan, 2022). Yet, ceramics are favored in extreme environments where metals' mechanical properties are insufficient.

Table 3. Effect of Material Type on Normalized Performance

Material Type	Number of Studies	Average Normalized HTPF	Average Efficiency	Comments
Metals (Cu, Al, etc.)	8	1.02	0.85	High thermal conductivity (e.g., Cu: 385 W/m·K) correlates with superior heat transfer, as observed in studies through improved vortex dynamics and lower temperature gradients.
Ceramics/ Composites	4	0.90	0.78	Lower thermal conductivity (~3-4 W/m·K) results in reduced heat transfer; however, high-temperature stability and chemical resistance are advantageous.

Geometric Configurations and Performance

Thermal optimization is directly related to the modification of geometrical configurations. Although mostly circular fins are preferred, the use of fins with different cross-sectional areas is also important in improving the heat sink performance. The variation of HTPF values according to fin material is given in Table 4 with normalized values.

Complex geometries that encourage vortex formation and secondary flows outperform traditional shapes. The data suggest that integrating sophisticated vortex

promoters, such as piranha-shaped fins, can improve HTPF by approximately 15% relative to traditional geometries (Kim and Lee, 2022; Chen and Zhou, 2020). However, manufacturing complexity and cost must be considered.

Table 4. Influence of Geometry on Heat Transfer and Performance

Geometry Type	Number of Studies	Average Normalized HTPF	Average Efficiency	Key Findings
Piranha-shaped & Advanced Vortex-promoting geometries	5	1.10	0.88	Highest performance attributed to vortex enhancement; Chen & Zhou (2020) demonstrated vortex-induced turbulence significantly increases heat transfer rates in these structures.
Standard Circular/Square Pin Fins	6	0.95	0.80	Simpler to manufacture; performance limited by vortex control; ideal for baseline comparisons.
Lattice and Open-ring Designs	4	0.92	0.83	Improved flow mixing and vortex interaction lead to more uniform cooling, as indicated by Korhonen et al. (2023).

Fluid Medium and Operating Conditions

Table 5 indicates that water-based cooling yields the highest performance, with an average normalized HTPF of 1.00 and efficiency of 0.85, thanks to water's excellent thermal properties and optimized flow conditions. Air or gaseous environments have slightly lower performance due to lower thermal conductivity, requiring vortex enhancement techniques to improve heat transfer. In high-temperature or harsh environments, the use of refractory materials with air or inert gases ensures thermal stability but results in reduced overall performance.

Table 5. Effect of Cooling Medium and Ambient Conditions

Medium/ Environment	Number of Studies	Average Normalized HTPF	Average Efficiency	Notes
Water-based cooling	9	1.00	0.85	Superior thermal properties yield the highest performance metrics. Most studies report steady operating conditions with flow rates optimizing Reynolds number around 100–500.
Air/Gaseous environments	4	0.88	0.77	Lower thermal conductivity (~0.025 W/m·K for air reduces performance; vortex enhancement becomes critical for compensating the lower transfer rate (Kim and Lee, 2022; Kumar and K., 2022).
High-temperature/Harsh environments	3	0.85	0.75	Use of ceramic or refractory materials in combination with air or inert gases for thermal stability, but with a performance trade-off.

Water cooling consistently provides better performance owing to its high heat capacity and thermal conductivity. Studies indicate that optimizing flow rates relative to Reynolds number enhances vortex activity, leading to higher heat transfer efficiency. Gaseous environments require additional design considerations, such as increased surface

Influence of Flow Conditions and Reynolds Number

Table 6 shows that flow velocity and Reynolds number profoundly affect system performance. Systems operating at Reynolds numbers below 200, where flow is laminar or transitional, have an average normalized HTPF of approximately 0.85 and efficiency of 0.78,

Table 6. Effect of Flow Velocity and Reynolds Number on Performance

Reynolds Number Range	Number of Studies	Average Normalized HTPF	Average Efficiency	Key Observations
Re<200 (laminar to transitional)	4	~0.85	~0.78	Heat transfer primarily governed by conduction and laminar convection; vortex structures are weak or absent, limiting performance gains.
Re=200–500 (turbulent onset)	6	~1.00	~0.85	Enhanced vortex shedding and secondary flows lead to significant improvements in heat transfer, especially in vortex-promoting geometries (Li and Çen, 2022; Chen and Zhou, 2020).
Re>500 (turbulent)	3	~1.05	~0.89	Fully turbulent regimes maximize vortex dynamics; however, increased pressure drops observed; optimal operation balances performance with hydraulic losses.

with heat transfer mainly driven by conduction and laminar convection, and limited vortex development. As the Reynolds number increases to the 200–500 range, vortex shedding and secondary flows become more prominent, substantially improving heat transfer and raising the average normalized HTPF to around 1.00 and efficiency to 0.85, especially in vortex-enhancing geometries. In fully turbulent regimes (Re>5000), the performance peaks with an average normalized HTPF of about 1.05 and efficiency of 0.89. However, higher turbulence also leads to increased pressure drops, necessitating a balance between optimizing heat transfer and managing hydraulic losses.

This study provides a systematic comparison of micro pin fin heat sink performance based on an extensive literature review, offering key insights into the primary factors influencing their thermal efficiency. The strengths of this analysis include the normalization of data from various studies, allowing for meaningful cross-comparisons despite methodological differences, and a detailed examination of how material types, geometric configurations, and operating conditions impact heat transfer performance. The visual representations and tabulated data enhance the clarity and accessibility of the findings. However, limitations arise from variations in measurement techniques, boundary conditions, and calculation methods across the reviewed studies, which introduce certain uncertainties in the direct comparability of results. Additionally, the complex interactions between material properties, geometric complexity, and flow regimes imply that single performance indicators such as HTPF or efficiency cannot fully encapsulate system behavior; thus, relying solely on these metrics may oversimplify the design considerations. Moreover, the scarcity of comprehensive experimental data for some geometrical and material configurations restricts the generalizability

of conclusions and highlights the need for further empirical research. Overall, the findings emphasize the critical role of vortex management, material selection, and geometric optimization in enhancing thermal performance, with complex geometries and fluid conditions, particularly fluids with high thermal conductivity like water, showing notable improvements. Future work should aim to integrate these factors in a more holistic, cost-effective design framework, considering energy consumption, manufacturability, and operational robustness to facilitate practical application.

CONCLUSION

This comprehensive review and comparison of micro pin fin heat sink performance provides several important insights and identifies key areas for future research. The main findings are summarized as follows:

- Material selection significantly influences heat transfer performance, with metals such as copper and aluminum demonstrating superior thermal conductivity and higher normalized performance metrics. Ceramic and composite materials, despite lower thermal conductivities, offer benefits in extreme operating environments but require geometric optimization to compensate for reduced heat transfer.
- Geometric complexity and vortex-promoting features markedly improve thermal efficiency, with advanced configurations such as piranha-shaped and lattice structures outperforming traditional circular or square fins. Incorporating deliberate vortex generation enhances secondary flow mechanisms, thereby increasing heat transfer rates.
- Operating conditions, particularly the Reynolds number, play a crucial role in the performance of micro pin fin structures. Transitioning from laminar to turbulent flow regimes markedly elevates vortex activity and heat transfer efficiency, but also leads to increased hydraulic losses, underscoring the balancing act required in design optimization.
- Fluid medium markedly affects heat sink efficacy, with water providing the highest performance due to its superior thermal properties. Gaseous environments impose additional challenges, requiring complex geometries and vortex management to achieve comparable results.
- Limitations in experimental standardization and the scarcity of comprehensive data for certain configurations restrict the full generalizability of current findings. Variations in measurement techniques and boundary conditions across studies suggest the need for standardized testing protocols.

- Future research should prioritize integrated design approaches, balancing thermal performance, manufacturability, and operational costs. A more holistic perspective considering energy consumption, material durability, and system-level integration will facilitate the development of practical, high-performance micro cooling solutions.

In summary, vortex management, material selection, geometric innovation, and operating environment are critical determinants of micro pin fin heat sink performance. Addressing current knowledge gaps through standardized experiments and multi-parameter optimization will be essential for advancing this technology in real-world applications.

REFERENCES

Ahmed M. ve Patel S., 2023, Optimization of airflow behavior in microchannel heat sinks for high-performance electronics cooling, IEEE Transactions on Components, Packaging and Manufacturing Technology, 13, 575-584.

Chen Y. ve Zhou H., 2020, Reynolds number effects on vortex formation and heat transfer in micro pin fins, International Journal of Heat and Mass Transfer, 167, 120865.

Choi J. S. ve Patel N., 2023, Vortex interaction mechanisms in complex micro pin fin arrays, Physics of Fluids, 35, 067105.

Fernández A. ve Ríos M. J., 2019, Flow and heat transfer in complex micro pin fin structures, Physics of Fluids, 31, 042002.

Kim J. K. ve Lee S. H., 2022, Advances in microchannel and micro pin fin heat sink technology, International Journal of Heat and Mass Transfer, 180, 121797.

Kumar A. ve S. K. Singh, 2022, Additive manufacturing-enabled design of micro pin fin heat sinks, Additive Manufacturing, 51, 102356.

Korhonen M. O. ve Korpela J. M., 2023, Performance of innovative pin fin geometries in microchannel cooling, Microelectronics Reliability, 132, 114679.

Li F. ve Chen X., 2022, Influence of pitch and aspect ratio on micro pin fin heat sink performance, International Journal of Thermal Sciences, 164, 107194.

Li Y., Zhang H. ve Wang Q., 2020, Numerical investigation of airflow in micro pin fin heat sinks with varying geometries, International Journal of Heat and Mass Transfer, 150, 119280.

Nakamura T. ve Hishinuma M., 2000, Critical heat flux enhancement in microchannel heat sinks, International Journal of Heat and Mass Transfer, 43(20), 3745-3754.

Patel R. ve Joshi R., 2021, Development of correlations for micro pin fin heat sinks in laminar and turbulent flows, Applied Thermal Engineering, 185, 116319.

Pérez L. M. ve Álvarez M. M., 2022, Overheating issues and cooling solutions for modern electronics, Applied Thermal Engineering, 206, 118064.

P. Singh ve V. Kumar, 2021, Secondary flow and vortex effects in micro pin fin heat sinks, Experimental Thermal and Fluid Science, 121, 110172.

Smith J. ve Lee D., 2019, Turbulence effects on heat transfer in micro-structured pin fins, Applied Thermal Engineering, 154, 377-385.

Wang D. ve Fan C., 2022, Design evolution of micro pin fin heat sinks for enhanced heat transfer, Materials Today Communications, 29, 103189.

Zhang P. ve Wu Y., 2023, Next-generation micro pin fin designs for high-density electronic cooling, Journal of Microelectromechanical Systems, 32, 365-377.

Zhang X. ve Chen L., 2022, Enhancing thermal performance of micro pin fins using NACA airfoil profiles: Numerical insights, International Journal of Heat and Fluid Flow, 94, 108808.

Zhang S. ve Luo Y., 2019, Vortex dynamics and heat transfer enhancement in micro pin fin arrays, Applied Thermal Engineering, 159, 113927.

Wang D. ve Fan C., 2022, Design evolution of micro pin fin heat sinks for enhanced heat transfer, Materials Today Communications, 29, 103189.

ULIBTK'25 25th Congress of Thermal Sciences and Technology with International Participation

10-12 September 2025, ADANA

THEORETICAL INVESTIGATION OF USING R290 INSTEAD OF R404A IN THE REFRIGERATION SYSTEM

Meltem KOŞAN

Kahramanmaraş İstiklal University, Elbistan Faculty of Engineering, Department of Energy Systems Engineering,

46300 Elbistan, KAHRAMANMARAŞ, meltem.kosan@istiklal.edu.tr

Abstract: The synthetic refrigerant R404A, widely used in commercial refrigeration, raises environmental concerns due to its high Global Warming Potential (GWP). The low GWP and high thermodynamic properties of R290 make it a promising alternative in terms of long-term environmental regulations and energy efficiency targets. R290 (propane), which is a natural hydrocarbon, is recommended instead of R404A as a sustainable alternative in commercial refrigeration applications in this study. The energy consumption and exergy losses of a typical commercial refrigeration system using R404A and R290 under similar operating conditions were theoretically analyzed. Energy and exergy analyses were conducted under identical operating conditions ranging from 0 °C to -20 °C the evaporator temperatures. With the superior thermodynamic properties of R290, a higher coefficient of performance (COP) and exergy efficiency of 9.47% and 8.51%, respectively, and consequently a lower energy consumption potential compared to R404A, have been demonstrated. The exergy analysis results indicate that the use of R290 can reduce the total irreversibility in the system and provide a higher exergy efficiency. Switching to R290 is an important step towards complying with environmental regulations, reducing operating costs, and building a more sustainable refrigeration future.

Keywords: R290, R404A, Natural refrigerants, Global warming potential, Energy efficiency

INTRODUCTION

Refrigerants are widely used in the heating and cooling industry. The environmental friendliness of refrigerants also plays an important role in increasing the energy efficiency of air conditioning and cooling systems. This reduces operating costs and reduces greenhouse gas emissions. The use of environmentally friendly refrigerants makes a significant contribution to combating climate change and increasing energy efficiency (Mota-Babiloni et al., 2020).

The refrigeration industry plays a critical role in numerous industrial sectors, ensuring the preservation of perishable goods, facilitating crucial manufacturing processes, and maintaining controlled environments essential for various operations. Among the synthetic refrigerants developed to meet these demands, R404A, a hydrofluorocarbon (HFC) blend, has been widely adopted for its favorable thermodynamic properties and suitability for various medium and low-temperature industrial refrigeration applications. However, the high global warming potential (GWP ≈ 3920) of R404A has raised environmental concerns. International and regional regulations, such as the Montreal Protocol and the European Union F-Gas Directive, aim to restrict and phase out the use of high-GWP HFCs (Mota-Babiloni and Makhnatch, 2021; Wang et al., 2024).

Recognizing the potent greenhouse gas effect of R404A, international regulations and national policies, such as the European Union's F-gas Regulation, are increasingly restricting its use and promoting the transition towards lower GWP alternatives. This shift necessitates a comprehensive understanding of the current applications of R404A in industrial settings, the challenges associated with its phase-down, and the viable alternative refrigerants and technologies that can ensure sustainable and efficient industrial cooling solutions for the future (Heredia-Aricapa, 2020).

R290, also known as propane, is a natural hydrocarbon refrigerant gaining popularity due to its minimal environmental impact with an ultra-low GWP of 3 and zero Ozone Depletion Potential (ODP). It offers excellent energy efficiency and thermodynamic properties, allowing for less refrigerant charge and lower operating costs. However, its main characteristic is its high flammability (A3 classification), necessitating strict safety measures in design and handling. R290 is increasingly used in various refrigeration and air conditioning applications as a sustainable alternative (Yadav et al., 2022; Min-Qiang et al., 2024).

Yıldırım and Kumaş (2021) conducted a comparative investigation into the energy performance of R404A and R454C, an alternative refrigerant, in a vapor compression refrigeration system. The analyses spanned five distinct evaporator temperatures, ranging from −15 °C to +5 °C, while maintaining a fixed condenser temperature of 35 °C. The results demonstrated that the Coefficient of Performance (COP) for R454C was approximately 4.0% higher than that of R404A, signifying a potential for reduced energy consumption within the system when R454C is employed. Devecioğlu and Oruç (2020) investigated the performance of R404A and R452A refrigerants for evaporation temperatures of -5, 0, +5 °C and condenser temperatures of 25, 35, 45 °C. The study showed that the COP value was 3% to 8% higher when R452A was used compared to R404A. It was also found that the power consumption of the system was reduced by approximately 5%.

Cabella et al. (2022) investigate the impact of an Internal Heat Exchanger (IHX) on the energy performance of a vapor compression cycle in a freezing cabinet, using various low-GWP R404A alternatives like R454C, R455A, R468A, R290, and R1270. The findings indicated that the IHX consistently reduced energy consumption across all tested scenarios without a significant rise in compressor discharge temperature. Over a 16-hour test period, R404A and R1270 demonstrated the most significant energy savings, with a maximum reduction of 9.2% observed. Zheng et al. (2021) proposed M1 (R134a/R290, 55/45) and M2 (R134a/R1270, 43/57) as low-GWP alternatives to R404A, driven by the need for greener refrigerants. Researchers numerically investigated their thermodynamic properties, as well as their condensation heat transfer and pressure drop characteristics within a 1 mm horizontal microtube at a 40 °C saturation temperature. The results showed that both M1 and M2 significantly improve COP and reduce GWP compared to R404A, with M2 demonstrating particularly enhanced heat transfer coefficients.

Akmal et al. (2025) experimentally investigate the feasibility of using R290 as a low GWP replacement for R404A in freezer applications. The results from energy analysis show that replacing R404A with R290 leads to 6.1% increase in cooling capacity, 6.0% reduction in power consumption and 12.4% improvement in COP. Exergy analysis also showed that total irreversibility decreased from 318.1 W (R404A) to 289.8 W (R290). A study by Saraç and Ünaldı (2024) directly compared the performance of refrigerants R404A and R290 in a standard commercial refrigeration display cabinet, revealing significant advantages for R290. The results showed that the system using R290 achieved a 15-20% higher COP across various evaporating temperatures when compared to R404A. This improved efficiency translated into a substantial reduction in energy consumption, with the R290 system using up to 25% less energy. Furthermore, the study highlighted a notable difference in condenser capacity requirements. The R404A system needed a condenser that was 33% larger than the R290 system. This indicated that systems utilizing R290 could achieve the same cooling efficiency with a condenser that was 30% smaller in capacity. This could lead to more compact and potentially more cost-effective designs for R290-based refrigeration units.

This study's main goal is the substitute R404A with R290 in the refrigeration system to significantly reduce environmental impact due to R290's extremely low GWP compared to R404A's very high GWP. Moreover, R290 offers improved energy efficiency, leading to lower operational costs. The performances of R404A and R290 refrigerants are compared in a refrigerant system under the same conditions.

MATERIALS AND METHODS

Figure 1 illustrates the schematic of the vapour compression refrigeration system. LogP-h diagrams of R404A and R290 is given in Figure 2a and Figure 2b. The specifications of R404A and R290 refrigerants are presented in Table 1. Before conducting theoretical analysis, it is necessary to make some assumptions. For this system analysis, we made several key assumptions to simplify the calculations and focus on the core thermodynamic processes. We considered pressure, heat losses, and heat gains in all components and pipes to be negligible. This means we didn't account for any energy lost to the surroundings or gained from them within the system's various parts. Furthermore, we assumed the entire system was operating under steady-state conditions. This implies that all properties within the system, such as temperature and pressure, remained constant over time. We also presumed no changes in kinetic or potential energy throughout the system, meaning we didn't factor in energy associated with motion or elevation. Finally, we treated both the evaporation and condensation processes as isobaric, meaning they occurred at a constant pressure.

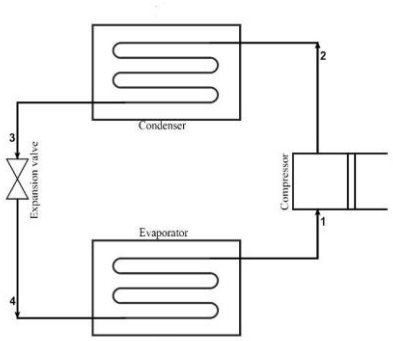


Figure 1. Illustrative diagram of the refrigeration cycle.

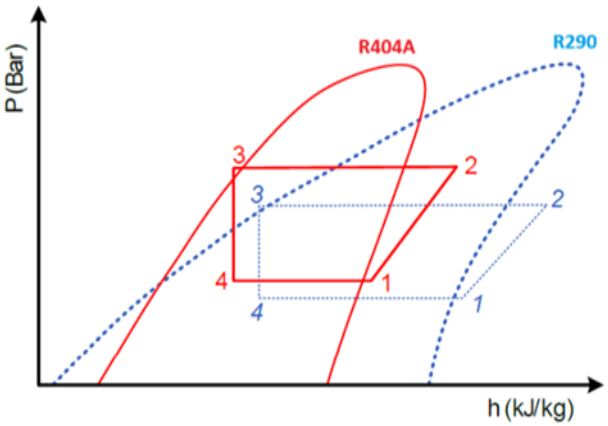


Figure 2. The schematic LogP-h diagram of R404A and R290.

Table 1. The characteristics of R404A and R290 refrigerants.

Refrigerant	R404A	R290
Composition (% wt)	R125/143A/134A (44.0/52.0/4.0)	-
M (g/mol)	97.60	44.097
NBP (◦C)	- 46.2	- 42.1
Tc (◦C)	72.1	96.7
Pc (MPa)	3.73	4.25
GWP	3943	3
Safety	A1	A3

Theoretical analyses were performed assuming the same conditions for both systems. The cooling capacity of the refrigeration system was considered as 10 kW. The condensation temperature was taken as 40 °C and the evaporator temperatures were analyzed as -20 °C, -15 °C, -10 °C, -5 °C and 0 °C. The ambient temperature was 25 °C, superheating as 5 K, and supercooling as 2 K. The information required for the calculations was taken from the Danfoss Coolselector software.

THEORICAL ANALYSIS

For an ideal vapor compression refrigeration cycle, it was typically considered four main components: evaporator, compressor, condenser, and expansion valve. The analysis is based on the first law of thermodynamics for a steady-flow system, often simplified by neglecting kinetic and potential energy changes. The refrigeration system's condenser power ($\dot{Q}_{con}$, kW), evaporator power ($\dot{Q}_{evap}$, kW), and compressor power ($\dot{W}_{comp}$, kW) are listed as follows (Erten et al. 2021):

$$\dot{Q}_{con} = \dot{m}_r\left(h_{con,i} - h_{con,o}\right) \quad (1)$$

$$\dot{Q}_{evap} = \dot{m}_r\left(h_{evap,o} - h_{evap,i}\right) \quad (2)$$

$$\dot{W}_{comp} = \dot{m}_r(h_{comp,o} - h_{comp,i}) \quad (3)$$

The variables $\dot{m}_r$ (kg) and h (kJ/kg) signify the refrigerant's mass flow rate and its enthalpy, respectively. The COP quantifies the efficiency of a refrigeration system, expressed as the ratio of the beneficial cooling effect to the energy input required for its achievement. The refrigeration system's COP value is computed by the subsequent equations:

$$COP_{system} = \frac{\dot{Q}_{evap}}{\dot{W}_{comp}} \quad (4)$$

Exergy analysis, also known as availability analysis or second-law analysis, provides a more comprehensive understanding of a refrigeration system's performance compared to first-law energy analysis. It identifies the locations and magnitudes of irreversibilities (exergy destruction) within the system, helping pinpoint where the greatest thermodynamic inefficiencies occur and thus, where improvements can be made. The exergy equations of the refrigeration system can be defined as (Koşan, 2023):

$$\dot{E}x_{d,evap} = \left(\dot{E}x_{evap,o} - \dot{E}x_{evap,i}\right) + \dot{Q}_{evap}\left(1 - \frac{T_o}{T_{evap}}\right) \quad (5)$$

$$\dot{E}x_{d,con} = \left(\dot{E}x_{con,i} - \dot{E}x_{con,o}\right) + \dot{Q}_{con}\left(1 - \frac{T_o}{T_{con}}\right) \quad (6)$$

$$\dot{E}x_{d,comp} = \dot{E}x_{comp,o} - \dot{E}x_{comp,i} \quad (7)$$

$$\dot{E}x_{d,ex} = \dot{E}x_{ex,i} - \dot{E}x_{ex,o} \quad (8)$$

$$\iota\iota = \frac{\dot{E}x_{evap,o} - \dot{E}x_{evap,i}}{\dot{W}_{comp}} \quad (9)$$

Expressed below, the sustainable index value (SI) demonstrates a direct proportionality to the exergy efficiency (Arora and Kaushik, 2008):

$$SI = \frac{1}{1 - \iota\iota} \quad (10)$$

RESULTS AND DISCUSSION

The thermodynamic analyses of R404A and R290 in the refrigeration system were conducted according to the first and second laws of thermodynamics. Analyses were carried out at 40 °C constant condensation temperature, and 0 °C, -5 °C, -10 °C, -15 °C, and -20 °C evaporation temperatures. Figure 3 shows the power consumption values of the compressors of both refrigeration systems with R404A and R290 refrigerants. The highest power consumption is 4.99 kW in R404A refrigerant at -20 °C evaporation temperature, followed by 4.45 kW in R290. As the evaporation temperature approaches 0 °C, energy consumption decreases, and the lowest energy consumption is obtained with the R290 refrigerant with 2.51 kW.

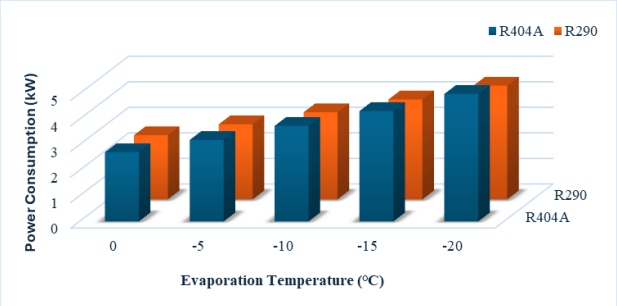


Figure 3. The power consumption values of the refrigeration system with R404A and R290.

Figure 4 shows COP for two different refrigerants, R404A and R290, across a range of evaporation temperatures from 0 °C down to −20 °C. For both refrigerants, the COP decreases as the evaporation temperature drops. This is a common characteristic of refrigeration systems, as lower evaporation temperatures (meaning lower refrigeration temperatures) require more work input to achieve the desired cooling, thus reducing efficiency. The difference in COP between R290 and R404A appears to be significant across the entire range, reinforcing R290's superior efficiency. For instance, at 0 °C, R290 has a COP close to 4.5, while R404A is around 3.8. Even at −20 °C, R290 maintains a COP above 2.5, whereas R404A drops below 2.0. At every evaporation temperature shown, R290 exhibits a higher COP than R404A. This indicates that R290 is consistently more energy-efficient than R404A under these varying conditions.

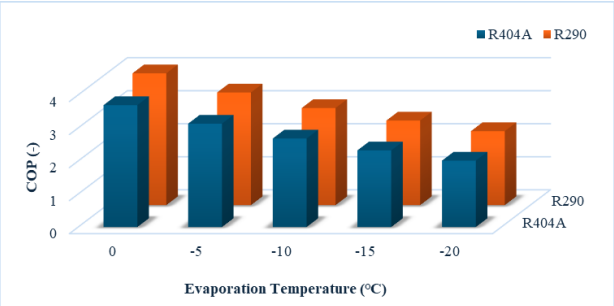


Figure 4. COP values of the refrigeration system with R404A and R290.

Exergy efficiency indicates how effectively a system converts the input exergy (useful work potential) into useful output, reflecting the system's irreversibilities. Figure 5 illustrates the exergy efficiency values of the refrigeration system when operating with both R404A and R290 refrigerants. For every evaporation temperature presented, R290 consistently shows a higher exergy efficiency compared to R404A. This suggests that the refrigeration system operating with R290 experiences fewer irreversibilities and utilizes the available energy more effectively than with R404A. For both refrigerants, the exergy efficiency appears to generally increase as the evaporation temperature decreases. However, it suggests that at lower temperatures, the potential for useful work (exergy) in the input might be higher relative to the losses, or the system's design is optimized such that it reduces irreversibilities more effectively at these conditions. The difference in exergy efficiency between R290 and R404A is considerable. For example, at 0 °C, R290 is nearing 37% exergy efficiency, while R404A is around 33%. This gap widens as the temperature decreases, with R290 approaching 40% at −20 °C, while R404A remains below 36%.

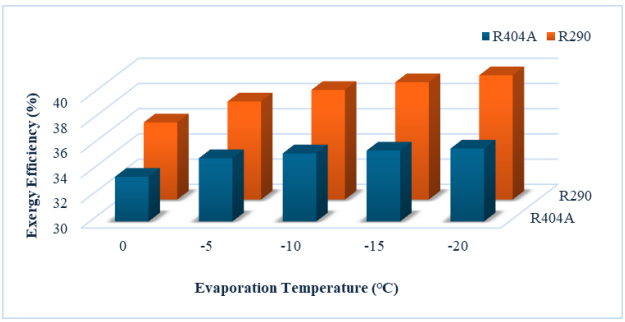


Figure 5. The exergy efficiency values of the refrigeration system with R404A and R290.

A sustainable index in the context of refrigeration typically combines environmental impact (like GWP) with energy efficiency. Figure 6 indicates the sustainable index values of the refrigeration system with R404A and R290. A higher value usually indicates better sustainability. For R290, as the evaporation temperature decreases from 0 °C to −20 °C, its sustainable index tends to increase. This suggests that R290's sustainable advantages become even more pronounced at lower operating temperatures. R404A's sustainable index remains relatively flat. In contrast, the sustainable index for R404A shows very little change across the range of evaporation temperatures, remaining consistently around 1.5-1.55. This highlights its inherent lower sustainability performance regardless of the operating temperature

within this range. This is a strong indication that R290 is a much more sustainable choice than R404A for refrigeration systems under these operating conditions.

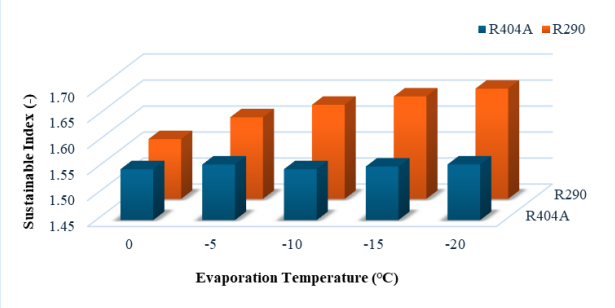


Figure 6. The sustainable index values of the refrigeration system with R404A and R290.

CONCLUSION

This theoretical analysis compared the performance and sustainability aspects of R290 against R404A in a refrigeration system across varying evaporation temperatures. The findings unequivocally demonstrate R290's superior performance across all evaluated metrics. The main results are given below:

- It is obtained that when R404A refrigerant is used in the refrigerant system, the energy consumption varies between 2.71-4.99 kW, while when R290 is used, it varies between 2.51-4.45 kW.
- It is observed that the average COP value of the system increased by approximately 9.47% when R290 is used instead of R404A refrigerant.
- The exergy efficiency of the R290 refrigerant is also 8.51% higher on average.
- The sustainable index values are calculated as 1.55 for R404A and 1.62 for R290.

In conclusion, R290 emerges as an up-and-coming and viable alternative to R404A in refrigeration systems. Its significant advantages in terms of energy efficiency, thermodynamic performance, and overall sustainability make it recommended for widespread adoption as a natural and future-proof refrigerant solution. This transition will play a crucial role in reducing the environmental footprint of refrigeration technologies.

REFERENCES

Akmal M., Sumeru K., Tohir T., Hikmat Y.P., Nuryati N. and Sulaimon S., 2025, Energy and exergy performance of R290 as a substitute for R404A in freezers: experimental investigation, *J. Polimesin*, 23(2),173-178.

Arora A. and Kaushik S.C., 2008, Theoretical analysis of a vapour compression refrigeration system with R502, R404A and R507A, *Int. J. Refrigeration*, 31(6), 998–1005.

Cabello R., Sánchez D., Llopis R., Andreu-Nacher A. and Calleja-Anta D., 2022, Energy impact of the Internal Heat Exchanger in a horizontal freezing cabinet. Experimental evaluation with the R404A low-GWP alternatives R454C, R455A, R468A, R290 and R1270, *Int. J. Refrigeration*, 137, 22-33.

Devecioğlu A.G. and Oruç V., 2020, Experimental comparison of R404A and R452A in refrigeration systems. *Energy Sources, Part A: Recovery, Utilization Environ. Effects*, 42(22), 2736-2746.

Erten S., Kosan M., Isgen F., Demirci E. and Aktas M., 2021, Thermodynamic Analysis of Industrial Cooling Systems with the Usage of Different Types of Evaporators: Experimental Study, *Gazi University Journal of Science*, 34(4), 1145-1161.

Heredia-Aricapa Y., Belman-Flores, J.M., Mota-Babiloni A., Serrano-Arellano J. and García-Pabón J., 2020, Overview of low GWP mixtures for the replacement of HFC refrigerants: R134a, R404A and R410A, *Int. J. Refrigeration*, 111, 113-123.

Koşan M., 2023, Investigation of using low GWP alternatives to replace R404A in the refrigeration system, *Int. J. Energy Studies*, 8(3), 453-464.

Min-Qiang Z., Lin-Geng Z., Zhao-Rui P., Xin-Rong Z. and Jing L., 2024, Numerical study of condensation heat transfer characteristics of R134a/R290 and R134a/R1270 refrigerant blends as alternatives to replace R404A, *Appl. Therm. Engineering*, 243, 122644.

Mota-Babiloni A., Joybari M., Navarro-Esbrí J., Mateu-Royo C., Barragán-Cervera A., Amat-Albuixech M. and Molés F., 2020, Ultralow-temperature refrigeration systems: Configurations and refrigerants to reduce the environmental impact, *Int. J. Refrigeration*, 111, 147-158.

Mota-Babiloni A. and Makhnatch P., 2021, Predictions of European refrigerants place on the market following F-gas regulation restrictions, *Int. J. Refrigeration*, 127, 101-110.

Saraç T. and Ünaldı M., 2024, R290 Refrigerant Performance in a Commercial Refrigerator, *Çukurova Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Dergisi,* 39(1), 157-166.

Wang J., Gullo P. and Ramezani H., 2024, Review on the trend of ultra-low-GWP working fluids for small-capacity vapour-compression systems, *Sustain. Energy Tech. Assess*. 66, 103803.

Yadav S., Liu J. and Kim S.J., 2022, A comprehensive study on 21st-century refrigerants - R290 and R1234yf: A review, *Int. J. Heat and Mass Transfer*, 182, 121947.

Zheng Y., Feng B., Ma H., Zhang L., Duan C., Liu B., Zhang Y., Chen S. and Yang Z., 2021, Analysis of lower GWP and flammable alternative refrigerants, *Int. J. Refrigeration,* 126, 12-22.

Yıldırım R., and Kumaş K., 2021, Soğutma Sisteminde R404A Yerine R454C Soğutucu Akışkanın Kullanılmasının İncelenmesi: Enerji ve Çevresel Analizi, *Mehmet Akif Ersoy Üni. Fen Bilim. Enst. Dergisi,* 12(1), 47-52.

ULIBTK'25 Uluslararası Katılımlı 25. Isı Bilimi ve Tekniği Kongresi

10-12 Eylül 2025, ADANA

ELEKTİRİKLİ ARAÇ BATARYALARINDA DİELEKTRİK SIVI SOĞUTMANIN TERMAL PERFORMANS DEĞERLENDİRMESİ

Zeynep GÜNEŞ*, Göktuğ YARAR*

*Anadolu Isuzu Otomotiv Sanayi ve Ticaret A.Ş., 41435 Çayırova, KOCAELİ, zeynep.gunes@isuzu.com.tr

*Anadolu Isuzu Otomotiv Sanayi ve Ticaret A.Ş., 41435 Çayırova, KOCAELİ, goktug.yarar@isuzu.com.tr,

Özet: Bu çalışmada elektrikli araçların batarya termal yönetiminde, yüksek performanslı bataryalar oluşturabilmek adına çeşitli soğutma yöntemleri araştırılmıştır. Geleneksel soğutucuların dışında soğutma performansını arttıran farklı çalışma sıvılarının da etkisi incelenmektedir. Sıvı soğutmadaki sızıntı riskine karşı dielektrik sıvıların tercih edilmesi, bu yöntemin kullanımını kolaylaştırabilmektedir. Mikrokanallı ısı alıcıları, dielektrik sıvılarda yaygın olarak kullanılan bileşenlerdir. Yapılan çalışma ile iki fazlı akış ve doğrudan soğutma yöntemi ile batarya termal performansı yükseltilmiştir. Farklı mikrokanal tasarımlarını incelemek amacıyla farklı formlarda kanatçıklar ile çift fazlı akış modeli kullanılarak 5 kW/m² ısı akısı koşulunda zamana bağlı HAD analizleri gerçekleştirilmiştir. Kanatçıkların oluşturduğu sıcaklık dağılımları incelenmiştir. Novec649 dielektrik akışkanı ve geleneksel soğutma sıvısı olan R141b'nin kıyaslanması sonucunda dielektrik sıvının soğutma performansının daha yüksek olduğu görülmüştür.

Anahtar Kelimeler: Batarya termal yönetim sistemi, Dielektrik sıvı, Akış hacmi metodu, Mikrokanallı ısı alıcısı

THERMAL PERFORMANCE EVALUATION OF DIELECTRIC LIQUID COOLING IN ELECTRIC VEHICLE BATTERIES

Abstract: In this study, various cooling methods have been investigated to create high-performance batteries in the battery thermal management of electric vehicles. In addition to traditional coolers, the effect of different working fluids that increase cooling performance is also examined. Preference of dielectric fluids against the risk of leakage in liquid cooling can facilitate the use of this method. Microchannel heat sinks are commonly used components in dielectric fluids. In this study, battery thermal performance was increased with two-phase flow and direct cooling method. In order to examine different microchannel designs, time-dependent CFD analyses were performed under the condition of 5 kW/m² heat flux using two-phase flow model with different forms of fins. The temperature distributions created by the fins were examined. As a result of the comparison of Novec649 dielectric fluid and the traditional cooling fluid R141b, it was seen that the cooling performance of dielectric fluid was higher.

Keywords: Battery thermal management system, Dielectric fluid, VOF method, Microchannel heat sink

GİRİŞ

Elektrikli araçlar, verimli enerji kullanımı ve karbon salınımını azaltma açısından avantajlar sağlaması ile son zamanlarda öne çıkan bir konudur. Ancak, batarya ömrü ve şarj süreleri gibi kısıtlayıcı parametreler dezavantaj oluşturmaktadır. Lityum-iyon bataryalar uzun ömürlülük ve yüksek özgül enerjiye sahip olmasından dolayı elektrikli araçlarda yaygın kullanılmaktadır. Elektrikli araçlarda bulunan lityum-iyon piller yüksek enerji yoğunluğuna sahiptir ve hızlı şarj sırasında optimum sıcaklıklarda çalışmalıdır. Batarya paketlerinde oluşacak aşırı ısınma durumlarının önüne geçebilmek için etkili batarya termal yönetim sistemlerine ihtiyaç duyulmaktadır.

BTMS üzerine yapılan çalışmalarda etkili soğutma yöntemleri araştırılmaktadır. Hava ile soğutma, sıvı

soğutma, faz değişim malzemesi (PCM) ile soğutma, ısı borusu (heat pipe) ile soğutma gibi çeşitli yöntemler ile çalışmalar yapılmıştır. Bu yöntemler hem ayrı ayrı hem de birlikte kullanılarak soğutma performansının incelemesi yapılmıştır. Geleneksel yöntemlerden biri olan hava ile soğutma kullanım ve maliyet açısından avantajlara sahip olsa da düşük özgül ısısı ve düşük ısıl iletkenliğinden dolayı yüksek şarj koşullarında yetersiz kalmaktadır. PCM ve ısı borularından oluşan soğutma sistemleri avantajlara sahip olsa da, düşük ısı iletkenliği ve küçük temas alanı gibi dezavantajları vardır. Sıvı soğutma sistemleri ise yüksek ısı transferi özelliği sebebiyle BTMS sistemlerinde daha yaygın olarak kullanılmaktadır.

Sıvı soğutucular batarya ile doğrudan ve direkt olarak temas edebilir. Dolaylı olarak temas sağlayan soğutma sistemleri maliyet açısından avantajlıdır ancak bu sistemlerde soğutucu plakanın köşelerinde ısı birikimi olmaktadır. Bu durum, dolaylı soğutma sistemlerinde termal kaçaklara yol açabilmektedir. Doğrudan soğutma sistemlerinde ise sıvının bataryaya doğrudan teması sonucu termal direnç azalabilmektedir. Bu sebeple, doğrudan soğutma sistemlerinde yüksek dielektrik katsayıya sahip soğutucuların kullanılmasına dikkat edilmelidir. Dielektrik soğutucular, yüksek sıcaklıklarda yanıcı olmayan ve çevreye zarar vermeyen sıvılardır. Bununla birlikte, batarya paketi soğutma açısından verimli bir soğutma sağlayabilmektedirler.

Geleneksel sıvı soğutma sistemlerinde sıvı sıcaklığının artmasına bağlı olarak akış yönünde soğutma kapasitesi giderek düşer. Kaynama ile soğutma sağlayan sistemlerde ise buharlaşma gizli ısısı sayesinde yüksek ısı transferi katsayısı elde edilir. Araştırmalardan bazıları kaynama ile soğutmanın hızlı şarj ve deşarj durumlarında batarya paketlerindeki termal yönetim sorunlarını çözmek için önemli olabileceğini göstermektedir.

Mevcut araştırmalarda, kaynama ısı transfer modu olan BTMS'ler genellikle bataryaların içinde daldırma kaynaması, sprey soğutma, ve soğutma plakasındaki akış kaynaması olarak üç ana kategoriye ayrılmaktadır. Daldırma kaynaması ve sprey soğutma kullanılan BTMS'lere kıyasla, soğutma plakasındaki akış kaynaması, soğutucunun bataryalarla doğrudan temasını önleyerek kısa devre riskini azaltır, sistemin sızdırmazlık gereksinimlerini düşürür ve bataryalarla aynı alanı paylaşmasından dolayı alan kullanımını arttırarak maliyetleri düşürür. Bu nedenle, çalışmalarda mikrokanal soğutma plakalarındaki kaynama ile ısı transferi performansını arttırmaya odaklanılmaktadır.

Soğutucu plakalarda ısı transferi arttırmaya yönelik araştırmalar devam etmektedir. Bu araştırmalar, mikrokanal soğutucu plakanın, pürüzlülük, ıslanabilirlik porozite gibi yüzey özelliklerini değiştirerek ısı transferi performansını arttırmak üzerinedir. Bir diğer çalışma alanı da mikrokanal yapısının değiştirilmesidir. Bu değişiklikler, oyuklu ve girintili mikrokanallar, dalgalı duvara sahip mikrokanallar, çıkıntı veya kanatçık içeren mikrokanallar ve birbirine bağlı mikrokanallar oluşturularak yapılabilmektedir.

Soğutucu plakada yer alan kanatçıklar, ısı transfer hızını artırmak için yüzey alanını artırır. Isı, iletim yoluyla pil takımından kanatçığa ve konveksiyon yoluyla kanatçıktan soğutucuya aktarılır. Kanatçıklar ve soğutucu plaka için genellikle yüksek ısı iletkenliğine sahip materyaller seçilir ve soğutma hedeflerine ulaşılmaya çalışılır.

Soğutucu plaka içerisinde yer alan kanatçık yapılarının geometrileri ısı transferi katsayısını etkilemektedir. Farklı kanatçık yapılarının ısı transferi katsayısını kıyaslayan deneysel ve nümerik çalışmalar mevcuttur. Nümerik çalışmalar deneysel çalışmalara kıyasla daha ekonomiktir ve incelenmesi daha kolaydır.

Bu çalışmada, mikrokanal yapısı değişimlerinden kanatçık yapısının değiştirilmesi ile birlikte dielektrik sıvı ve geleneksel soğutuculardan R141b'nin soğutucu olarak tercih edilmesiyle oluşan ısı transferi performansı da karşılaştırılmıştır.

FİZİKSEL YÖNTEM

Sıvı ve buhar fazları arasındaki arayüzün takibi için akış hacmi metodu kullanılmıştır. Akış hacmi modeli, birden fazla karışmayan akışkanın hacim kesirlerini izleyerek ve ortak bir momentum denklemi çözerek modellenmesini sağlar. Genellikle sıvı-gaz arayüzlerinin izlenmesi, jet ayrışması, sıvı içinde büyük baloncukların hareketi ve baraj yıkılması sonrası sıvı hareketi gibi uygulamalarda kullanılır. Bu yöntem, ikincil faz (örneğin buhar) için α hacim kesirini tanımlar ve taşıma denklemi ile ifade edilir:

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} + v * \nabla \alpha = 0 \quad (1)$$

Zamandan bağımsız akışkan hacmi modeli (VOF), systemin zamanla değişmediği, dengelenmiş akış koşullarının incelendiği durumlar için kullanılır. Genellikle giriş ve çıkış koşullarının sabit olduğu, başlangıç koşullarından bağımsız çözümlerde kullanılır. Zamana bağlı akışkan hacmi modeli, sıvı-gaz arayüzlerinin zaman içindeki değişimini izleyerek geçici akış davranışlarını analiz eder. Başlangıç koşullarının önemli olduğu ve dinamik olayların gözlemlendiği senaryolar için uygundur.

Temel Denklemler

Simülasyon, sıkıştırılamaz, zamana bağlı türbülanslı çok fazlı akışlar için geçerli olan aşağıdaki denklemlere dayanmaktadır:

Süreklilik Denklemi:

$$\frac{\partial(\alpha_i \rho_i)}{\partial t} + \nabla * (\alpha_i \rho_i \vec{u}) = S_{m,i} \quad (2)$$

$S_{m,i}$, hacimsel kütle kaynak terimini ifade eder. Fazın kaynamadan kaynaklı ağırlık değişimini belirtir.

Momentum Denklemi:

$$\frac{\partial(\rho \vec{u})}{\partial t} + \nabla * \rho \vec{u}\vec{u} = -\nabla p + \nabla * [\mu(\nabla \vec{u} + \nabla \vec{u}_T] + F_s \quad (3)$$

$$F_s = \sigma \kappa \delta_s \vec{n} = -\sigma \nabla \left(\frac{\nabla \alpha}{|\nabla \alpha|}\right) |\nabla \alpha| \quad (4)$$

F_s yüzey gerilimi kuvvetidir. Sürekli yüzey kuvveti (CSF) modeli ile çözülür. σ yüzey gerilimi katsayısıdır, κ ise arayüz eğrilidir.

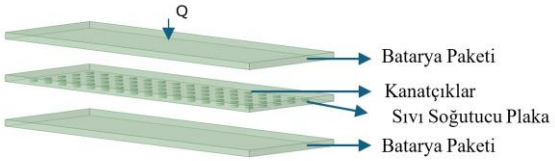
Enerji Denklemi:

$$\frac{\partial(\rho c_p T)}{\partial t} + \nabla * \left(\rho c_p T \vec{u}\right) = \nabla * (k \nabla T) + S_h \quad (5)$$

Burada $\vec{u}$ hız vektörü, p basınç, T sıcaklık, μ dinamik viskozite, k ısı iletkenlik katsayısı ve S_h enerji kaynak terimidir.

NÜMERİK ÇALIŞMA

Batarya paketleri arasında yer alan sıvı soğutma plakası, bataryanın ürettiği fazla ısıyı temas yoluyla alüminyum plakaya aktarır ve ardından sıvı akısının yüksek ısı transfer katsayısını kullanarak ısıyı aktarır ve son olarak plakanın içindeki soğutucu ısıyı alır. Böylelikle, sıcaklık optimum seviyelerde tutulmaya çalışılır.

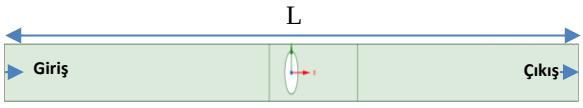


Şekil 1 Batarya ve Soğutucu Plaka Modeli

Soğutucu plaka içerisinde yer alan bir kanatçık iki farklı yatay ve dikey uzunluk oranında oluşturularak plaka içerisine yerleştirilmiştir. Tablo 1'de yer alan Novec649 ve R141b soğutucu akışkanlarının fiziksel özellikleri ile analiz yapılmıştır.

Tablo 1 Çalışma Akışkanlarının Fiziksel Özellikleri

Parametre	Novec 649	R141b
Doygunluk Sıcaklığı °C	49.1	32.05
Yoğunluk (sıvı) kg/m^3	1527	1220.03
Yoğunluk (gaz) kg/m^3	12.8	4.86
Termal iletkenlik (sıvı) W/m K	0.054	0.0887
Termal iletkenlik (gaz) W/m K	0.013	0.0104
Özgül ısı (sıvı) J/kg K	1121.7	1163.6
Özgül ısı (gaz) J/kg K	900.6	810.8
Viskozite (sıvı) Pa· s	4.4*10^{-4}	3.77*10^{-4}
Viskozite (gaz) Pa· s	1.3*10^{-5}	9.41*10^{-6}
Yüzey gerilimi (sıvı) N/m	8.5*10^{-3}	17.3
Buharlaşma gizli ısısı (sıvı) kJ/kg	87.9	223



Şekil 2 Geometri Modeli ve Sınır

Şekil 2'de akış alanı içerisinedeki elips kanatçık yapısının yatay ve dikey uzunlukları değiştirilerek iki farklı elips kanatçık yapısı oluşturulmuştur. Akış alanı geometrisi ve kanatçıkların ölçü detayları aşağıdaki Tablo 2'de yer almaktadır.

Tablo 2 Kanatçık ve Akış Alanı Ölçüleri

Parametre	**Ölçü (mm)**	
Yatay uzunluk	Kanatçık 1	3
	Kanatçık 2	1.5
Dikey uzunluk	Kanatçık 1	1.5
	Kanatçık 2	3
D_e	3.89	
L	130	
Akış alanı yüksekliği	8	

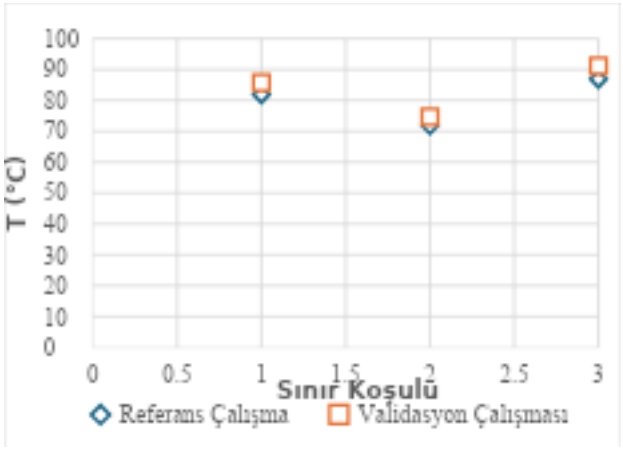
Kanal girişine sabit giriş hızı, kanal çıkışına basınç çıkış sınır koşulu, kanal sınırlarına ise simetri sınır koşulu uygulanmıştır. Yer çekimi etkisi ihmal edilmiştir. Kanatçık duvarına sabit ısı akısı tanımlanmıştır. Tüm sınır koşullarında türbülanslı akış görülmektedir. Analizde kullanılan sınır şartları Tablo 3'de yer almaktadır.

Tablo 3 Sınır Koşulları

Sınır Koşulu	**Seçim**
$\vec{u}$	0.5 m/s
q"	15 kW/m^2

Çalışmanın validasyonu "**Bubble Dynamics and Heat Transfer Characteristics of Flow Boiling in a Single Pentagonal Rib Channel"** makalesinde yer alan geometrik model ile yapılmıştır. Kanatçık yüzeyine sabit ısı akısı tanımlanmıştır. Akışkan giriş hızı sabittir.

- 1 numaralı sınır koşulu: 100 kW/m^2 & 0.5 m/s
- 2 numaralı sınır koşulu: 100 kW/m^2 & 1 m/s
- 3 numaralı sınır koşulu: 150 kW/m^2 & 1 m/s



Şekil 3 Validasyon Çalışması Sonuçları

Sıvı ve gaz fazları sıkıştırılamaz akışkan olarak kabul edilmiştir. Hız-basınç bağlantısı şeması için PISO algoritması kullanılmıştır. Basınç terimi ayrıklaştırılması için PRESTO! şeması kullanılmıştır. Akış hacmi (VOF) simülasyonunda, faz arayüzlerinin ayrıklaştırılması için geo-reconstruct şeması seçimlenmiştir. y+ <5 olduğundan dolayı duvar kenarları modellenmesinin doğruluğu açısından önerilen türbülans modeli olarak kw SST seçilmiştir. 2.dereceden yukarı yönlü ayrıklaştırma şeması momentum ve enerji denklemlerinin ayrıklaştırılmasında kullanılmıştır. Yakınsama kriteri momentum ve süreklilik denklemlerinde 10^{-4}, enerji denkleminde 10^{-6} seçilmiştir.

1. Novec649 ve R141b soğutucularının ısı tranferi performansının değerlendirilmesi

Dielektrik sıvı Novec649 ile geleneksel soğutucu olan R141b için aynı sınır koşullarında kanatçık 1 modeli ile nümerik analiz yapılmıştır. Yapılan analiz sonucunda kanatçık yüzeyinden elde edilen ortalama sıcaklık değeri ile ısı transferi katsayısı, basınç düşüşü, kabarcık çapı, hız değerleri ile iki çalışma akışkanının termal performansı değerlendirilmiştir.

R141b ve Novec649 çalışma akışkanlarında kanatçık yüzeyinde oluşan ortalama sıcaklık elde edilerek Denklem 6'daki formül ile ısı transferi katsayısı hesaplanmıştır.

$$h = \frac{q}{T_k - T_s} \quad (6)$$

Ortalama kanatçık yüzey sıcaklığı ve buradan hesaplanan ısı transferi katsayısı ve basınç düşüşü değerleri Tablo 4'te yer almaktadır.

Tablo 4 Analiz Sonuçları

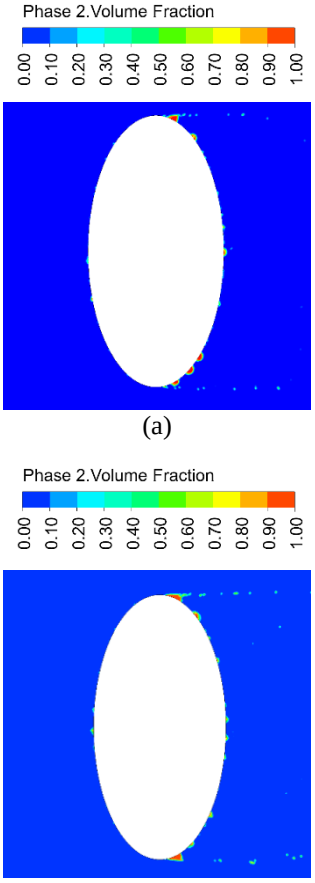
	Çalışma Akışkanı	
Değer	**Novec649**	**R141b**
Ortalama Sıcaklık	54.72 ℃	38.56 ℃
ΔT_{max} (T_w-T_{sat})	35.77 ℃	67.2 ℃
Ortalama Isı Transferi Katsayısı	2668.21 $W/m^2 K$	2304.97 $W/m^2 K$
Basınç Düşüşü	2104.23 Pa	1662.83 Pa

Analiz sonucunda elde edilen değerler karşılaştırıldığında Novec649 dielektrik akışkanının ısı transferi katsayısı değerinin R141b akışkanına göre %16 daha fazla olduğu görülmüştür. Bu sonuca göre dielektrik akışkanın ısı transfer performansının geleneksel bir soğutucu olan R141b'den daha yüksek olduğu yorumu yapılabilir.

Basınç düşüşü Novec649 dielektrik akışkanında daha yüksek olmuştur. Basınç düşüşünün artması akışkanın hızının dolayısıyla türbülansın da arttığını gösterir. Buradan yola çıkarak basınç düşüşünün yüksek olduğu akışkanda daha yüksek ısı transferi sağlandığı söylenebilir.

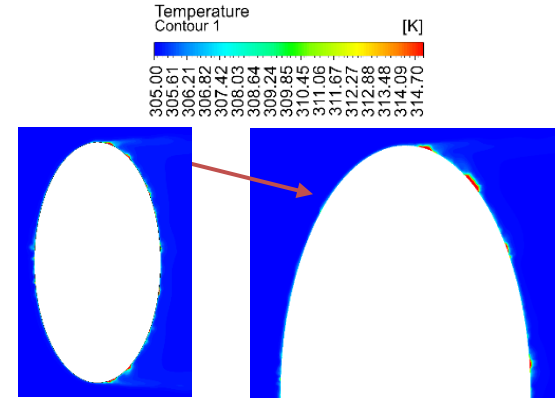
Kabarcık boyutları yorumu için ortalama kabarcık boyutu hesaplatılmıştır. Novec649 dielektrik akışkanında oluşan ortalama kabarcık boyutu 2 mm'dir. R141b akışkanında oluşan ortalama kabarcık boyutu ise 2.53 mm'dir. İki farklı çalışma akışkanındaki kabarcık boyutları karşılaştırıldığında R141b'deki kabarcık boyutları görece daha büyüktür. Analiz sonuçlarına göre kabarcık karakteristikleri incelendiğinde R141b akışkanında kabarcıkların oluşması ve birleşmesi daha fazla olmuştur.

Bu sonuçlardan R141b'nin ısı transferi performansının daha düşük olabileceği yorumu yapılabilmektedir ancak daha detaylı yorum yapabilmek adına sıcaklık ve hız sonuçlarına bakılmıştır.

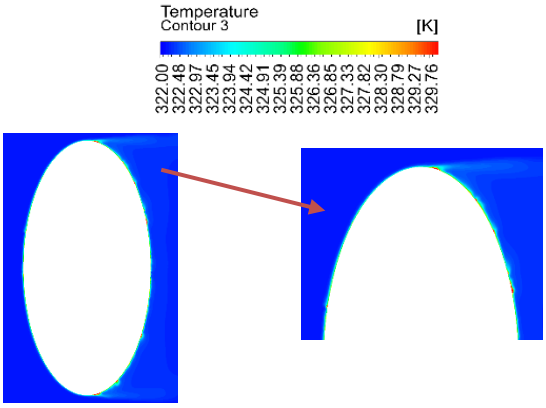


Şekil 3 Hacim Fraksiyonu (0.63 sn) (a) Novec649 Dielektrik Akışkanı Kullanıldığında (b) R141b Akışkanı Kullanıldığında

Kabarcıklar elipsin daraldığı noktalara doğru ilerlemekte ve buradan ayrılarak akış alanı içerisine dağılmaktadır. Şekil 3'te 0.63 sn zaman adımında Novec649 ve R141b'nin hacim fraksiyonu kontur görselleri yer almaktadır. Bu kontur görselleri incelendiğinde R141b akışkanında kabarcıklar daha fazla birleştiği görülmüştür. Kabarcıkların birleşerek yüzeyde daha fazla yer kaplaması bu noktalarda sıvının kanatçık duvarına temas edememesine yol açararak ısı transferini azaltır.



(a)



(b)

Şekil 4 Sıcaklık Kontur Görselleri (a) Novec649 Dielektrik Akışkanı Kullanıldığında (b) R141b Akışkanı Kullanıldığında

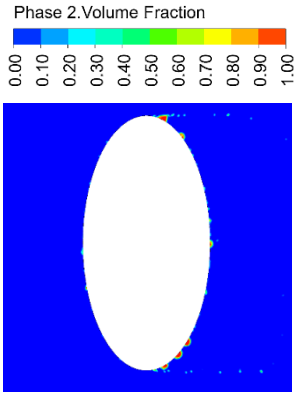
Novec649'un doygunluk sıcaklığı R141b akışkanına göre daha yüksektir. Şekil 4'te verilen kontur görselleri sıcaklığın en belirgin olduğu aralıkta alınmıştır. Novec649 dielektrik akışkanında maksimum ulaşılan sıcaklık 84.8 ℃, R141b akışkanında ise 99.15℃ bulunmuştur. Şekil 4'te verilen sıcaklık konturleri de R141b akışkanı seçildiğinde kanatçık yüzeyindeki sıcaklığın yüksek olduğu bölgelerin daha yoğun olduğu görülmektedir.

Analiz sonucunda elde edilen verilerden gözlemlendiği üzere Novec649 dielektrik akışkanının ısı transferi performansı açısından daha avantajlı çalışma sıvısı olduğu söylenebilir.

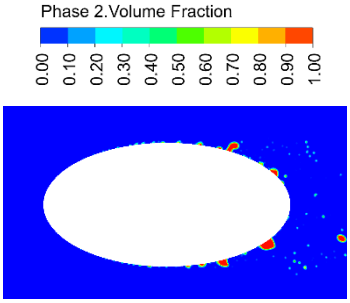
2. Farklı şekildeki kanatçık yapısının ısı transferi performansına etkileri

Analiz sonuçlarından Novec649 dielektrik akışkanının termal performansı değerlendirildikten sonra kanatçık değişiminin termal performansa etkisi değerlendirilmiştir. Kanatçık 2 olarak isimlendirilen model ve Novec649 akışkanı kullanılarak aynı sınır koşullarında analiz yapılmıştır.

Analiz sonucunda elde edilen ortalama kabarcık boyutu 20 mm olarak hesaplanmıştır. Bu boyut kanatçık 1'de oluşan ortalama kabarcık çapı değerinin 10 katıdır. Buradan kanatçık 2 elipsinin termal performansının kanatçık 1'e göre daha düşük olacağı anlaşılabilir.



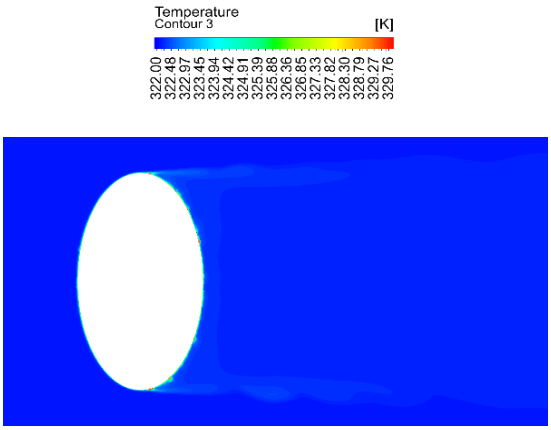
(a)



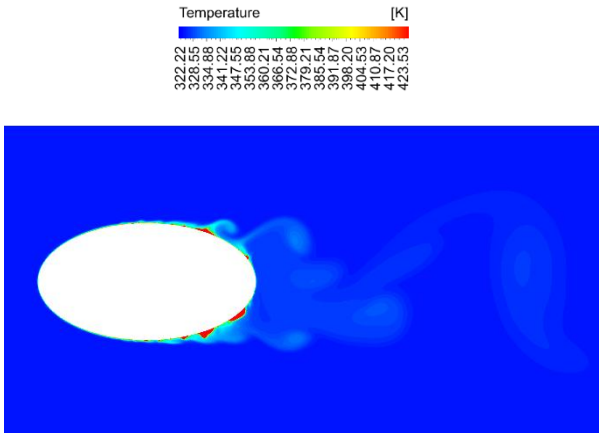
(b)

Şekil 5 Hacim Fraksiyonu Kontur Görseli (a) Kanatçık 1 (b) Kanatçık 2

Hacim fraksiyonu görseli, aynı zaman adımında kanatçık 1 ve kanatçık 2 için incelendiğinde kabarcık boyutundaki farklar görülebilir.



(a)

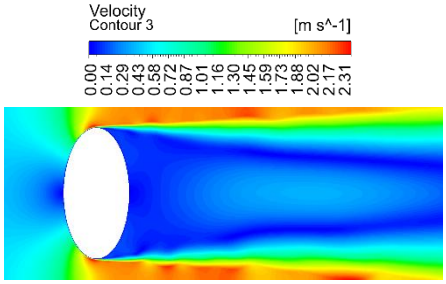


(b)

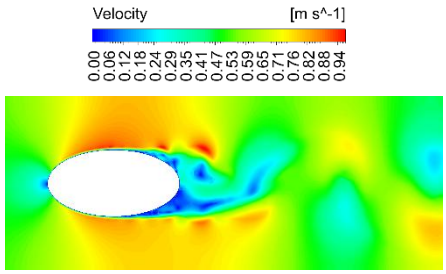
Şekil 6 Sıcaklık Konturü (a) Kanatçık 1 (b) Kanatçık 2

Şekil 6'da sıcaklık kontur görselleri incelendiğinde Kanatçık 2 yüzeyindeki sıcaklığın yüksek olduğu bölgelerin yoğunluğu görülebilmektedir. Kanatçık 1 yüzeyindeki sıcaklık durumu 322-330K arasında belirgin gözlendiğinden kontur bu aralıkta alınmıştır. Öte yandan Kanatçık 2 yüzeyine bakıldığında sıcaklık aralığına gerek kalmadan sıcaklık durumu gözlemlenebilmiştir.

Kanatçık 1 ve Kanatçık 2 etrafında oluşan akış hızı değişimleri Şekil 7'de yer alan hız konturlerinden gözlemlenebilir. Kanatçık 1, Kanatçık 2'ye göre akışı daha fazla engellediğinden dolayı daralan bölgelerde hızın yükseldiği görülmüştür. Bununla birlikte, kanatçığın akış alanının çıkış tarafında kalan kısmında girdaplar oluştuğu görülmüştür.



(a)

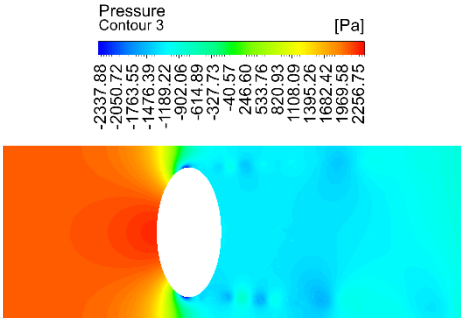


(b)

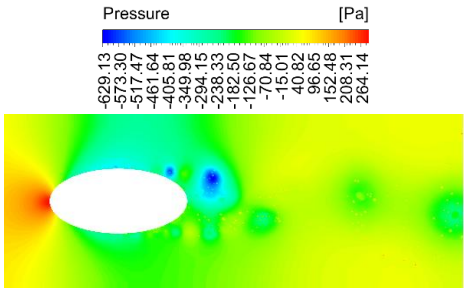
Şekil 7 Hız Konturü (a) Kanatçık 1 (b) Kanatçık 2

Hız konturleri incelendiğinde, Kanatçık 1'de oluşan girdaplar net bir şekilde gözlenmektedir. Girdaplar ısı transferini arttırarak termal performansın yükselmesine katkı sağlamaktadır. Hızın yükselmesi ile kabarcıklar yüzeyden daha kolay ayrılabilir ve sıcaklık dağılımı daha düzgün sağlanabilir.

Kanatçık 2 etrafında akışın hızlandığı bölgeler Kanatçık 1'e göre daha azdır. Ayrıca, konturlerdeki ölçekler incelendiğinde oluşan maksimum hızın da Kanatçık 2'de daha düşük olduğu görülebilir. Buradan hareketle, Kanatçık 2 etrafında oluşan kabarcıkların yüzeyden ayrılmaları daha uzun süre alacaktır. Hızın yükseldiği noktalarda kabarcıklar ayrılmaktadır. Kanatçık 2'de hızın yüksek olduğu bölgelere kadar kabarcıklar yüzeyde birleşerek ilerlemektedir.



(a)



(b)

Şekil 8 Basınç Konturü (a) Kanatçık 1 (b) Kanatçık 2

Basınç düşüşünün yüksek olması ısı dağılımının daha etkili şekilde gerçekleşmesini sağlayarak ısı transferi performansını arttırmaktadır. Şekil 8'de iki kanatçık tipi için de basınç konturleri gösterilmiştir. Kanatçık 1 akış önünde daha büyük oranda engel oluşturduğu için basınç düşüşü de artmaktadır. Kanatçık 2'de ise akış yüzeyden daha rahat geçerek çıkış bölgesine ilerlemektedir.

SONUÇ

Elektrikli araçların soğutma plakalarında kullanılan çalışma sıvısının seçimi termal performans açısından önemlidir. Doğru soğutucu seçimi ile sıcaklıklar belli limitlerde tutularak termal performansın arttırılması sağlanmaya çalışılmaktadır. Geleneksel ve dielektrik çalışma sıvıları ile yapılan bu çalışmada dielektrik sıvının geleneksel sıvılara göre avantaj/dezavantaj durumu gözlenmiştir. 15 kW/m^2 ısı akısı ve 0.5 m/s hız sınır şartı ile gerçekleştirilen analizlerde kabarcık çapı, sıcaklık,hız, basınç ve ısı transferi katsayısı sonuçları ile ısı transferi performansı değerlendirilmiştir. İki çalışma sıvısının ısı transferi katsayıları arasında yaklaşık %13 fark bulunmaktadır. Kanatçık yüzey sıcaklıkları R141b'de daha yüksek görülmüştür. Kabarcık boyutu R141b'de görece daha büyük bulunmuştur. Basınç düşüşü Novec649'da daha yüksektir. Tüm bu özellikler yorumlandığında dielektrik akışkanın batarya soğutma uygulamalarında geleneksel çalışma akışkanı R141b'ye göre daha etkili olabileceği söylenebilir.

SEMBOLLER

α Hacim oranı

ρ Yoğunluk

μ Viskozite

$\vec{u}$ Hız

D_e Hidrolik çap

T Sıcaklık

σ Yüzey gerilimi katsayısı

κ Arayüz eğriliği

$\vec{n}$ Yüzey normali

∇ Gradyan

S_m Kütle kaynağı

S_h Enerji kaynağı

F_s Yüzey gerilimi kuvveti

C_p Özgül ısı

k Termal iletkenlik katsayısı

ΔT Sıcaklık farkı

REFERANSLAR

AlShdaifat, M.Y., Zulkifli, R., Sopian, K. and Salih, A.A., 2023, Basics, properties, and thermal issues of EV battery and battery thermal management systems: Comprehensive review, *Proc. Inst. Mech. Eng. Part D: J. Automob. Eng.*, 237(2–3), 295–311. DOI: 10.1177/09544070221079195.

Al-Zareer, M., Dincer, I. and Rosen, M.A., 2019, Development and analysis of a new tube-based cylindrical battery cooling system with liquid to vapor phase change, *Int. J. Refrig.*, 108, 163–173. DOI: 10.1016/j.ijrefrig.2019.08.027.

Ataur, R., Hawlader, M.N.A. and Khalid, H., 2017, Two-phase evaporative battery thermal management technology for EVs/HEVs, *Int. J. Automot. Technol.*, 18(5), 875–882. DOI: 10.1007/s12239-017-0085-6.

Bandhauer, T.M. and Garimella, S., 2013, Passive, internal thermal management system for batteries using microscale liquid-vapor phase change, *Appl. Therm. Eng.*, 61, 756–769. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2013.08.014.

Chen, D., Jiang, J., Kim, G.-H., Yang, C. and Pesaran, A., 2016, Comparison of different cooling methods for lithium ion battery cells, *Appl. Therm. Eng.*, 94, 846–854. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2015.10.073.

Ea, J., Xu, S., Deng, Y., Zhu, H., Zuo, W., Wang, H., Chen, J., Peng, Q. and Zhang, Z., 2018, Investigation on thermal performance and pressure loss of the fluid cold plate used in thermal management system of the battery pack, *Appl. Therm. Eng.*, 145, 552–568. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2018.09.012.

Jaguemont, J. and Van Mierlo, J., 2020, A comprehensive review of future thermal management systems for battery electrified vehicles, *J. Energy Storage*, DOI: 10.1016/j.est.2020.101234.

Lei, S., Shi, Y. and Chen, G., 2020, A lithium-ion battery-thermal-management design based on phase-change material thermal storage and spray cooling, *Appl. Therm. Eng.*, 168, 114792. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2019.114792.

Li, Y., Bai, M., Zhou, Z., Lv, J., Hu, C., Gao, L., Peng, C., Li, Y., Li, Y. and Song, Y., 2023, Experimental study of liquid immersion cooling for different cylindrical lithium-ion batteries under rapid charging conditions, *Therm. Sci. Eng. Prog.*, 37, 101569. DOI: 10.1016/j.tsep.2022.101569.

Li, Y.F., Xia, G.D., Ma, D.D. and Yang, J.L., 2020, Experimental investigation of flow boiling characteristics in microchannel with triangular cavities and rectangular fins, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 148, 119036. DOI: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2019.119036.

Liu, L., Zhang, X. and Lin, X., 2022, Recent developments of thermal management strategies for lithium-ion batteries: A state-of-the-art review, *Energy Technol.*, 10(6), 2101135. DOI: 10.1002/ente.202101135.

O'Hanley, H., Coyle, C., Buongiorno, J., McKrell, T., Hu, L.-W., Rubner, M. and Cohen, R., 2013, Separate effects of surface roughness, wettability, and porosity on the boiling critical heat flux, *Appl. Phys. Lett.*, 103, 024102. DOI: 10.1063/1.4813450.

Park, S. and Jung, D., 2013, Battery cell arrangement and heat transfer fluid effects on the parasitic power consumption and the cell temperature distribution in a hybrid electric vehicle, *J. Power Sources*, 227, 191–198. DOI: 10.1016/j.jpowsour.2012.11.014.

Qian, B., Fan, H., Liu, G., Zhang, J. and Li, P., 2021, Self-supporting microchannel liquid-cooled plate for T/R modules based on additive manufacturing: Study on its pass design, formation process and boiling heat transfer performance, *Metals*, 11(11), 1731. DOI: 10.3390/met11111731.

Shahjalal, M., Modak, M., Shams, T., Hossain, S.B., Islam, M.E., Alam, W., Ramadesigan, V., Ahmed, M.R., Ahmed, H. and Iqbal, A., 2021, A review of thermal management for Li-ion batteries: Prospects, challenges, and issues, *J. Energy Storage*, 39, 102518. DOI: 10.1016/j.est.2021.102518.

Wang, Y., Wang, Z., Min, H. and Li, H., 2021, Performance investigation of a passive battery thermal management system applied with phase change material, *J. Energy Storage*, 35, 102279. DOI: 10.1016/j.est.2021.102279.

Zhou, R., Chen, Y., Zhang, J. and Guo, P., 2023, Research progress in liquid cooling technologies to enhance the thermal management of LIBs, *Mater. Adv.*, 4, 4011–4040. DOI: 10.1039/d3ma00299c.

EVALUATING THE PERFORMANCE OF ALUMINUM FOAM-CLAD PIN FIN HEAT SINKS: A LIFE CYCLE ASSESSMENT PERSPECTIVE

Ali AL-BDAER*, Omar ATOUI*, Muhammad Ebrahim CHAUDHRY*, Kayra AKKURT*, Özgür BAYER*
* Department of Mechanical Engineering, Middle East Technical University, 06800 Ankara, Turkiye,
ali.bdaer@metu.edu.tr, omar.atoui@metu.edu.tr, ebrahim.chaudhry@metu.edu.tr,
e263014@metu.edu.tr, bayer@metu.edu.tr

Abstract: The importance of efficient thermal management in electronic devices is growing, particularly as power consumption increases in modern systems. Among cooling solutions, pin fin heat sinks are commonly used for their simplicity. Recent studies have shown that cladding the heat sinks with porous aluminum foam significantly enhances their hydrothermal performance. Selecting the optimal design is essential for achieving effective cooling. However, it is equally important to prioritize designs that have a lower environmental impact. Minimizing the effects on climate by these devices requires conducting a cradle-to-grave Life Cycle Assessment on them. This paper quantifies the carbon emissions arising from obtaining raw materials, transportation, manufacturing processes (machining, curing, and wire erosion), and operational use. Twelve different cladding geometries were studied to examine how varying foam porosity and thickness affects carbon emissions. Differences from raw materials acquisition, transportation, and manufacturing processes were all minor, and the main environmental impact comes from the use phase. The results show that pin fin heat sinks clad with 2.5mm thick aluminum foam and a porosity value of 0.9568 yields the lowest carbon emissions. This work highlights the importance of integrating environmental considerations into thermal management design and identifies an environmentally friendly configuration.
Keywords: Life cycle assessment, foam-clad pin fin heat sink, CO_2e emissions, Arrhenius model, emission factors.

ALUMİNYUM KÖPÜK KAPLI ÇİVİ KANATLI ISI KUYULARININ PERFORMANS İNCELEMESİ: YAŞAM DÖNGÜSÜ DEĞERLENDİRMESİ PERSPEKTİFİ

Öz: Elektronik cihazlarda verimli termal yönetimin önemi, özellikle modern sistemlerde güç tüketimi paralel olarak artmaktadır. Farklı soğutma çözümleri arasında çivi kanatlı ısı kuyuları basit tasarımları nedeniyle yaygın olarak kullanılmaktadır. Son çalışmalar ısı alıcılarının gözenekli alüminyum köpük ile kaplanmasının hidrotermal performanslarını önemli ölçüde artırdığını göstermektedir. Etkili soğutma elde etmek için en uygun tasarımın seçilmesi esastır. Bununla birlikte, daha düşük çevresel etkiye sahip tasarımlara öncelik vermek de oldukça önemlidir. Bu cihazların iklim üzerindeki etkilerini en aza indirmek için, beşikten mezara bir Yaşam Döngüsü Değerlendirmesi'nin yapılmasını gerekmektedir. Bu makalede hammaddelerin elde edilmesi, nakliye, üretim süreçleri (işleme, kürleme ve tel erozyonu) ve operasyonel kullanımdan kaynaklanan karbon emisyonları ele alınmıştır. Değişen köpük gözenekliliği ve kalınlığının karbon emisyonlarını nasıl etkilediğini incelemek için on iki farklı kaplama geometrisi üzerinde çalışılmıştır. Hammadde alımı, nakliye ve üretim süreçlerinden kaynaklanan karbon emisyonlarının düşük olduğu ve ana çevresel etkinin kullanım aşamasından kaynaklandığı tespit edilmiştir. Sonuçlar, 5 mm kalınlığında alüminyum köpük ve 0,9568 gözeneklilik değeri ile kaplanmış çivi kanatlı ısı kuyularının en düşük karbon emisyonlarını verdiğini göstermektedir. Bu çalışma, çevresel hususların termal yönetim tasarımına entegre edilmesinin önemini vurgulamakta ve çevre dostu bir konfigürasyon tanımlamaktadır.
Anahtar Kelimeler: Yaşam döngüsü değerlendirmesi, köpük kaplı çivi kanatlı ısı kuyusu, CO_2e emisyonları, Arrhenius modeli, emisyon faktörleri

INTRODUCTION

Modern electronic devices generate significant heat due to increasing power densities, and insufficient cooling can severely degrade performance and lifespan, often leading to failure. Thermal issues are estimated to cause over half of integrated circuit failures (Pedram and Nazarian, 2006). Effective thermal management is thus critical for ensuring efficiency and durability in electronic systems. Cooling strategies are broadly categorized into passive and active methods (Dhumal et al., 2022). Passive cooling (e.g., natural convection heat sinks, heat pipes, and phase-change materials) utilizes conduction, convection, or radiation without external power, while active cooling (e.g., fans, pumps, thermoelectric coolers) relies on forced flow to achieve higher heat removal rates. Passive methods tend to be simpler and more reliable, whereas active systems are more effective when power and space constraints permit.
Among passive solutions, finned heat sinks are the most widely used. Conventional pin-fin heat sinks (PFHSs) are favored in electronics cooling due to their structural simplicity and enhanced surface area. A typical PFHS consists of a base plate (e.g., 60×60 mm) with staggered cylindrical pins (e.g., 20 mm tall and 2.5 mm in radius) cooled by ambient airflow. However, rising power and heat flux demands challenge the adequacy of such standard PFHSs. Notably, (Pedram and Nazarian, 2006) highlighted that over 50% of IC failures stem from thermal issues.

To meet these demands, open-cell metal foams (OCMFs) lightweight porous alloys with extremely high surface area-to-volume ratios have been proposed as high-performance heat sink materials. These foams combine the high thermal conductivity of metals with increased convective surface area due to their porosity. (Sahin et al., 2022) recently introduced a hybrid fin-foam heat sink, where aluminum foam fills the space between the pin fins. Their experimental and numerical studies demonstrated superior thermal performance, although they emphasized the trade-off posed by increased pressure drop.

A novel variant of these designs is the foam-clad PFHS (FC-PFHS), where thin layers of metal foam are partially bonded to the external surfaces of the pin fins, rather than filling the entire volume. (Guler et al., 2024) explored ¨ this concept using open-cell aluminum foam clad onto cylindrical pins of a standard PFHS. Their results showed that foam cladding significantly improves heat transfer. Using the Performance Evaluation Criterion (PEC), which considers both thermal and fluid dynamic performance, they reported that a 5 mm-thick 20 PPI foam cladding yielded a PEC improvement of up to 46.5% over the unclad baseline. In contrast, fully encapsulating the heat sink in foam achieved only a 38.9% PEC increase. This implies that partial foam cladding may offer enhanced thermal performance with reduced pressure penalty. Additionally, coarser 20 PPI foams outperformed finer 10 PPI variants due to their lower flow resistance.

While the thermal benefits of such enhanced designs are increasingly well understood, it is equally important to evaluate their environmental impact. Life Cycle Assessment (LCA) is a systematic approach to quantifying the environmental effects of a product throughout its entire life cycle from raw material extraction ("cradle") to end-of-life disposal ("grave") (European Environment Agency, n.d.). By accounting for energy consumption and emissions across each stage, LCA supports sustainable engineering decisions. Recent studies (Alissa et al., 2025) have highlighted the role of LCA in uncovering the hidden trade-offs of high-performance thermal solutions, enabling environmentally responsible design choices from the early stages.

Accordingly, this paper presents a cradle-to-grave LCA of FC-PFHS designs using 20 PPI aluminum foam cladding. The designs are compared against a conventional PFHS configuration to assess the overall environmental footprint. The objective is to determine whether the improved hydrothermal performance of foam-clad configurations justifies any associated increase in environmental burden. Insights from this analysis will guide the development of more sustainable yet efficient cooling technologies for electronics.

METHODOLOGY

This study employs a cradle-to-grave LCA methodology in accordance with ISO 14040/14044 standards to quantify the environmental impacts of foam-clad pin fin heat sinks. The analysis encompasses all life cycle stages, including raw material extraction, transportation, manufacturing, and use phase. Each FC-PFHS configuration is evaluated using a functional unit defined as total CO_2e emissions per device over a 10-year service life. Key parameters, system boundaries, and assumptions are established to ensure consistent comparison across different geometries and material choices. (ISO, 2006a) (ISO, 2006b)

The FC-PFHS analyzed in this study are based on a square aluminum base measuring 60mm × 60mm × 3mm, with vertical cylindrical pin fins of 2.5mm diameter and 20mm height arranged in a square-packed configuration. Aluminum foam cladding is applied around each pin, with thicknesses ranging from 1.5mm to 5mm, depending on the tested configuration. The foam used is aluminum with porosities varying from 0.8954 to 0.9650. The resulting FC-PFHS geometry increases the total convective surface area while introducing additional flow resistance, which is accounted for in thermal performance. (Guler et al., 2024)

LCA Framework and Scope

Life Cycle Assessment (LCA) offers a structured approach to evaluating the environmental impacts of a product, process, or service across its entire life cycle. As highlighted by the ISO 14040 standards (ISO, 2006a), it is essential to clearly define the the functional unit, system boundaries, and to specify the scope and the underlying assumptions.

Functional Unit: The functional unit is a quantified reference for the performance of the product and is necessary for a consistent environmental impact comparison (Hauschild and Potting, 2005). For this study, the functional unit is defined as **the total** CO_2e **emissions per FC-PFHS over 10 years of service life**. This ensures that the environmental burdens are normalized to the same amount of service delivered by each heat sink configuration, allowing for a meaningful comparison across geometries.

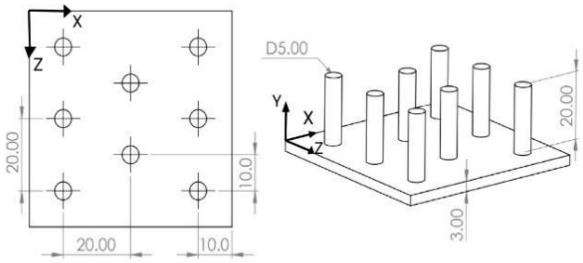
System Boundaries: The system boundary for this LCA is defined as "cradle-to-grave," covering all stages from raw material extraction, transportation of materials, manufacturing of the FC-PFHS, till the end of the use phase.

FC-PFHS Cases: The various FC-PFHS geometries considered in this study are summarized in Table 1. Each case is defined by a unique combination of foam thickness and porosity. The measured pressure drop (ΔP) across the heat sink is also included, which will be used for calculating the fan power consumption during the use phase. The case labeled 'Bare' refers to the standard pin-fin heat sink without any foam cladding, and 'Ref' refers to the reference case.

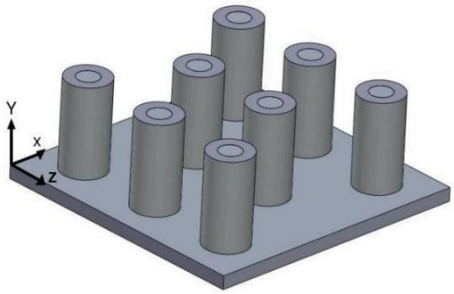
Assumptions and Key Parameters

• **FC-PFHS Service Life:** 10 years (87600 hours) of continuous operation.
• **Electronic Component Nominal Life (L_{ref}):** The electronic component is assumed to have a service life of 10 years at **a reference junction temperature** in the range of 50 to 60˚C (50˚C for calculations).
• **Electronic Component Cradle-to-Gate Emissions (E_{comp}):** The cradle-to-gate CO_2e emissions associated with the manufacturing of a single electronic component (e.g., CPU/GPU) is assumed to be 160 kgCO_2e. It is important to note that the carbon footprint of integrated
circuit manufacturing can vary widely, with estimates for a single CPU ranging from 60 to 125 kgCO_2e (ElSayed et al., 2025) and 200 kgCO_2e per GPU (Wang et al., 2024). Our assumed value represents a generic component and aims to highlight the impact of replacement associated with operating at elevated temperatures

• **Turkish Electricity Grid Emission Factor (EF_e):** 0.470 kgCO_2e/kWh. (Ember, 2025).



(a) Bare PFHS configuration



(b) FC-PFHS configuration

Figure 1. Schematic diagrams of (a) bare PFHS and (b) FC-PFHS configurations. Adopted from (Güler et al., 2024).

Table 1. Summary of foam clad cases considered in this study

Case Label	t (mm)	ε (-)	ΔP (Pa)
FC-PFHS$_{Bare}$	N/A	N/A	0.56
FC-PFHS$_{t1\varepsilon1}$	2.5	0.90	1.82
FC-PFHS$_{t1\varepsilon2}$	2.5	0.92	1.78
FC-PFHS$_{t1\varepsilon3}$	2.5	0.93	1.72
FC-PFHS$_{t1\varepsilon4}$	2.5	0.95	1.65
FC-PFHS$_{t2\varepsilon1}$	5.0	0.90	4.16
FC-PFHS$_{t2\varepsilon2}$	5.0	0.92	4.05
FC-PFHS$_{t2\varepsilon3}$	5.0	0.93	3.87
FC-PFHS$_{t2\varepsilon4}$	5.0	0.95	3.64
FC-PFHS$_{t3\varepsilon1}$	6.5	0.90	7.00
FC-PFHS$_{t3\varepsilon2}$	6.5	0.92	5.87
FC-PFHS$_{t3\varepsilon3}$	6.5	0.93	6.80
FC-PFHS$_{t3\varepsilon4}$	6.5	0.95	6.38

Materials

This section quantifies the carbon emissions associated with sourcing the components required to assemble the FC-PFHS. The system consists of three main parts: the aluminum block, the epoxy resin, and the aluminum foam. The total carbon emissions are calculated as:

$$E_T = E_{AL} + E_{EP} + E_{FC} \quad (1)$$

where E_T, E_{AL}, E_{EP}, and E_{FC} correspond to the total, aluminum, epoxy, and foam cladding emissions, respectively.

Aluminum Block Emissions

Carbon emissions resulting from the production of the aluminum block are computed as:

$$E_{AL} = \frac{GWP_{case,AL}}{EF_e} \quad (2)$$

where $GWP_{case,AL}$ is the global warming potential (Climatiq, 2022) associated with the primary aluminum mass m_{AL}. This value is given by:

$$GWP_{case,AL} = GWP_{AL} \times m_{AL} \quad (3)$$

GWP_{AL} is the global warming potential for 6061-T6 aluminum (European Environment Agency, 2025), and m_{AL} is the mass of the aluminum block, which is calculated by:

$$m_{AL} = \rho_{AL} \times V_{AL} \quad (4)$$

where ρ_{AL} is the density of the 6061-T6 aluminum block (Ferguson Perforating, 2025), and V_{AL} is its volume.

Epoxy Adhesive Emissions

Carbon emissions from the production of the epoxy adhesive are given by:

$$E_{EP} = \frac{GWP_{case,Silver}}{EF_e} \quad (5)$$

where $GWP_{case,Silver}$ is the global warming potential associated with epoxy of mass m_{EP}. This is calculated using:

$$GWP_{case,EP} = GWP_{Silver} \times m_{EP} \quad (6)$$

GWP_{Silver} is the global warming potential constant for silver, the primary component of the epoxy (Nuss and Eckelman, 2014), and m_{EP} is the mass of epoxy and is calculated as:

$$m_{EP} = \rho_{EP} \times V_{EP} \quad (7)$$

where ρ_{EP} is the density of epoxy (EPO-TEK, 2024), and V_{EP} is the volume of epoxy applied. The volume of the epoxy is determined by:

$$V_{EP} = A_{pins} \times T_{EP} \quad (8)$$

where T_{EP} is the epoxy layer thickness, and A_{pins} is the contact surface area of the pins, calculated as:

$$A_{pins} = 8 \times 2\pi rh \quad (9)$$

with r being the radius and h the height of each pin.

Foam Cladding Emissions

Carbon emissions from the production of the foam cladding are calculated as:

$$E_{FC} = \frac{GWP_{case,FC}}{EF_e} \quad (10)$$

where $GWP_{case,FC}$ is the global warming potential corresponding to the foam cladding of mass m_{FC}. The mass of the foam cladding is given by:

$$m_{FC} = \rho_{FC} \times V_{FC} \quad (11)$$

where ρ_{FC} is the density of the foam cladding (Duocel, 2025), and V_{FC} is the volume of the foam material. The global warming potential of the foam cladding includes a 15% overhead added to the cradle-to-gate GWP of secondary aluminum. Values used in the calculations are summarized in Table 2.

Table 2. Material properties and environmental impact of PFHS components

Property	Aluminum block	Epoxy	Foam
Volume (cm^3)	90	0.29	90
Mass (g)	240	0.35	11
Energy (kWh)	4.45	0.14	0.01
Emissions (kg CO_2e)	2.09	0.07	0.01

Transportation

Transportation is a critical life cycle stage in the environmental evaluation of products, particularly those involving international sourcing. This study considers the transport of three main components of the heat sink system: the aluminum base block, the foam cladding, and the epoxy adhesive. Emissions are estimated using standard LCA methods based on transported mass, distance, and typical emission factors by transport mode. It can be seen that, while transport-related emissions are generally lower than those from raw material extraction, they become non-negligible when international logistics are involved. The freight conversion factors for road (Euro 6 standard), sea and air are 0.12, 0.015, 0.6 respectively. (Department for Energy Security and Net Zero, 2023).

The general formula for the calculation of CO_2e emissions from transportation is:

$$CO_2e = \frac{m}{1000} \times d \times EF \quad (12)$$

where m is the transported mass (kg), d is the trans- port distance (km), and EF is the emission factor (kg CO_2e/ton·km) for the transport mode.

The **aluminum block** (60 mm × 60 mm × 25 mm, m = 0.243 kg) is sourced domestically from a Turkish supplier of 6061 aluminum alloy. The assumed transportation distance from the supplier's site to the manufacturing facility is 50 km, delivered by diesel truck (EURO VI standard). Using the average emission factor for road freight, the associated transportation emissions are calculated as 0.0233 kg CO_2e.

The **foam cladding block** (60 mm× 60 mm× 25 mm, m = 0.0105 kg) is assumed to be sourced from ERG Aerospace (USA). Since the exact shipping method is unknown, this analysis conservatively assumes a combined ocean freight and domestic trucking pathway. The sea transport is estimated at 9000 km, and the final land transport from port to facility at 440 km.

The **epoxy adhesive** (EPO-TEK H20E, m = 0.00039 kg per heat sink) is also imported from the United States. The epoxy is shipped via air freight, which carries an emission factor of 0.6 kg CO_2e per ton·km. Assuming a flight distance of 9000 km, the emissions for the adhesive were calculated.

Using the earlier prescribed conversion factor of 0.47 for energy in kWh, Table 3 summarizes the transportation emissions for each component.

Table 3. Transportation emissions for each component of the FC-PFHS

Component	Mass (kg)	Distance (km)	CO_2e (kg)
Al block	0.24	50	0.023
Al foam cladding	0.01	9440	0.015
Epoxy adhesive	3.9×10^{-4}	9000	0.002

Manufacturing Processes

In this section, the carbon emissions associated with the manufacturing processes of the FC-PFHS are quantified. The process begins with machining a 60 × 60 × 25 mm aluminum 6601 block into a 60 × 60 × 3 mm base having eight extended pins. Each pin has a height of 20 mm and a diameter of 5 mm. For the following equations, $E_{c,i}$ and CEF_i are the carbon emissions and carbon emissions factor of component i, respectively. The carbon emissions caused by machining, $E_{c,\mathrm{ms}}$, can be calculated using Eq. 13 (Congbo et al., 2013):

$$E_{c,\mathrm{ms}} = E_{c,\mathrm{elec}} + E_{c,\mathrm{coolant}} + E_{c,\mathrm{tool}} + E_{c,\mathrm{m}} + E_{c,\mathrm{chip}} \quad (13)$$

The terms correspond to emissions arising from electricity consumption, cutting fluid production, CNC tool production, raw material processing, and chip recycling, respectively.

Electricity consumption is calculated by:

$$E_{\mathrm{c,elec}}=CEF_{\mathrm{elec}} \times P_{\mathrm{idle}} \times \mathrm{t_{idle}} + P_i \times t_{\mathrm{c}} \quad (14)$$

P_{idle} is the idle power, P_i is the input power, and t_{idle}, t_c are the idle and cutting times, respectively.

Cutting fluid production is calculated as:

$$E_{c,coolant} = \frac{t_{idle}+t_c}{T_{coolant}} \times (E_{c,oil} + E_{c,wc}) \quad (15)$$

$$E_{c,oil} = CEF_{oil} \times (CC + AC) \quad (16)$$

$$E_{c,wc} = \frac{CEF_{wc} \times (CC + AC)}{\delta} \quad (17)$$

Where T_{coolant} is the duration between successive cutting fluid changes (assumed to be 2 months), δ is cutting fluid concentration, CC is the initial cutting fluid volume, and AC is the additional cutting fluid volume.

CNC tool production is calculated as:

$$E_{c,tool} = \left(\frac{t_c}{T_{tool}}\right) \times CEF_{tool} \times M_{tool} \quad (18)$$

Where T_{tool} is tool life and M_{tool} is tool mass. (Haas Automation, 2025)

Finally, raw material consumption and chip recycling are calculated as:

$$E_{c,m} = CEF_m \times M_{chip} \quad (19)$$

$$E_{c,chip} = CEF_{chip} \times M_{chip} \quad (20)$$

In the experiment, wire erosion functioning at 15kVA was performed on the aluminum foam to obtain the desired geometry (NP600L, 2025), and a box oven operating at 18kVA was used for curing the aluminum. For these two processes, only the electricity consumption is considered for carbon emissions calculation since the other components are negligible.

The input parameters used for the carbon emissions calculation are summarized in Table 4.

Table 4. Input parameters used for carbon emissions calculation

Parameter	Value	Units
P_{idle}	22.4	kW
P_i	7.5	kW
t_{idle}	5	min
t_c	20	min
CC	208	L
AC	10	L
δ	5	%

CEF_{oil}	2.85	kg CO_2e/L
CEF_{wc}	0.2	kg CO_2e/L
T_{tool}	180	min
CEF_{tool}	20.61	kg CO_2e/kg
M_{tool}	0.1	kg
M_{chip}	0.205	kg
CEF_{m}	3.312	kg CO_2e/kg
CEF_{chip}	0.0266	kg CO_2e/kg

The carbon emissions from wire erosion, $E_{c,we}$, and curing, $E_{c,cu}$, can be calculated as follows:

$$E_{c,we} = Energy\ Consumption \times CEF_{elec} \quad (21)$$
$$E_{c,cu} = Oven\ Power \times Time \times CEF_{elec} \quad (22)$$

The total carbon emissions from the manufacturing processes are summarized in Table 5.

Table 5. Carbon emissions generated during manufacturing processes (kg CO_2e)

Component	Emissions
$E_{c,ms}$	5.79
$E_{c,we}$	7.05
$E_{c,cu}$	8.46

Use Phase

Emissions during the use phase are divided into two components: electricity consumption of the fan and replacement-related emissions from thermal fatigue. While fan energy is traditionally the primary focus in LCAs in the literature, our study extends the analysis by also including the impact of component degradation and failure due to elevated temperatures.

Fan Power Consumption

Pressure drop ΔP across the heat sink varies with foam thickness and porosity (Güler et al., 2024). For a constant cladding thickness, Table 1 presents ΔP for different porosity values. Fan power demand (P_{fan}) is calculated based on its dependence on pressure drop and volumetric flow rate. Corresponding CO_2e emissions are calculated using Eq. 23:

$$E_{fan} = P_{fan} \times t_{op} \times EF_e \quad (23)$$

where t_{op} (87600 h) is the total operational time over 10 years. Results have been tabulated in Table 6.

Table 6. Calculated fan power (P_{fan}) and CO_2e emissions (E_{fan}) for FC-PFHS configurations

Case	P_{fan} (W)	E_{fan} (kg CO_2e)
$FC\text{-}PFHS_{Bare}$	18.83	764.67
$FC\text{-}PFHS_{t1\varepsilon1}$	19.98	811.27
$FC\text{-}PFHS_{t1\varepsilon2}$	19.94	809.88
$FC\text{-}PFHS_{t1\varepsilon3}$	19.89	807.85
$FC\text{-}PFHS_{t1\varepsilon4}$	19.83	805.22
$FC\text{-}PFHS_{t2\varepsilon1}$	22.13	898.66
$FC\text{-}PFHS_{t2\varepsilon2}$	22.03	894.56
$FC\text{-}PFHS_{t2\varepsilon3}$	21.86	887.78
$FC\text{-}PFHS_{t2\varepsilon4}$	21.65	879.29
$FC\text{-}PFHS_{t3\varepsilon1}$	24.73	1004.21
$FC\text{-}PFHS_{t3\varepsilon2}$	23.69	961.99
$FC\text{-}PFHS_{t3\varepsilon3}$	24.55	996.74
$FC\text{-}PFHS_{t3\varepsilon4}$	24.16	981.04

Component Failure Emissions

Electronic component lifetime is highly dependent on operating temperature, with elevated temperatures accelerating degradation mechanisms such as electromigration, dielectric breakdown, and thermal fatigue (Black, 1969). Device lifetime reduction due to elevated temperatures is modeled using the Arrhenius equation (O'Connor, 1989) (Lakshminarayanan and Sriraam, 2014).

$$\frac{L_{new}}{L_{ref}} = exp\left(\frac{E_a}{k}\left(\frac{1}{T_j} - \frac{1}{T_{ref}}\right)\right) \quad (24)$$

where L_{ref} = 10 years, E_a is the activation energy which for electronic components typically ranges between 0.6 and 0.7eV (JEDEC, 2016) (0.7eV is chosen for calculations), k = 8.617 × $10^{-5}eV/K$ is the Boltzmann constant, T_j is the junction temperature in Kelvin, and T_{ref} = 323.15 K is the reference temperature.

Fig. 2 illustrates thickness and porosity relationships to temperature, as obtained from experimental data. As stated in the assumptions, an electrical component with a nominal lifetime of L_{ref} =10 years and cradle-to-gate emissions E_{comp} = 160 kgCO_2e is assumed.

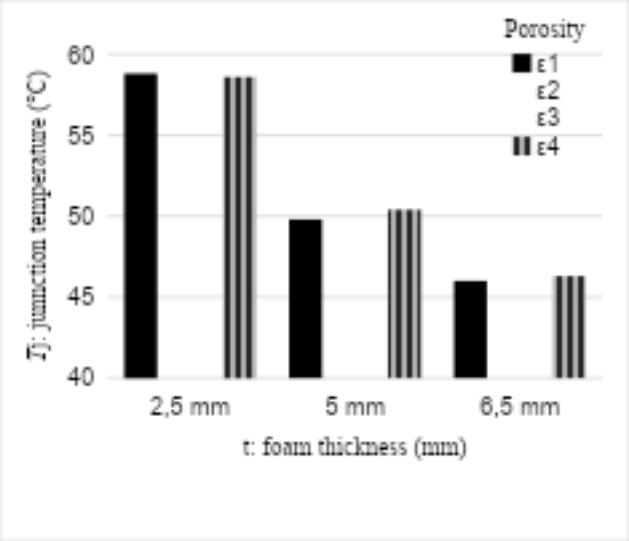


Figure 2. Junction temperature for each foam geometry grouped by thickness

Only **excess** environmental burden is included by calculating the replacement-related emissions E_{repl} as the difference between the cradle-to-gate emissions of the component and the emissions associated with the new lifetime L_{new}:

$$E_{repl} = \left(\frac{L_{ref}}{L_{new}} - 1\right) \cdot E_{comp} \tag{25}$$

Using the temperature values from Fig. 2, the additional burden for each geometry is tabulated in Table 7.

Table 7. Thermal burden for different FC-PFHS configurations

Case	T_j (°C)	L_{new} (yr)	E_{repl} (kg CO_2e)
FC-PFHS$_{Bare}$	99.80	0.35	4431.82
FC-PFHS$_{t1\varepsilon1}$	58.80	5.14	151.56
FC-PFHS $_{t1\varepsilon2}$	58.78	5.14	151.10
FC-PFHS $_{t1\varepsilon3}$	58.56	5.23	146.04
FC-PFHS $_{t1\varepsilon4}$	58.58	5.22	146.54
FC-PFHS $_{t2\varepsilon1}$	49.74	10.20	-3.15
FC-PFHS $_{t2\varepsilon2}$	49.88	10.10	-1.54
FC-PFHS $_{t2\varepsilon3}$	49.87	10.10	-1.58
FC-PFHS $_{t2\varepsilon4}$	50.36	9.72	4.58
FC-PFHS $_{t3\varepsilon1}$	45.88	13.83	-44.32
FC-PFHS $_{t3\varepsilon2}$	46.89	12.76	-34.64
FC-PFHS $_{t3\varepsilon3}$	46.08	13.61	-42.48
FC-PFHS $_{t3\varepsilon4}$	46.19	13.50	-41.47

RESULTS AND DISCUSSION

Results are summarized in Tables 8 and 9, emissions associated with both material processing and operational phases. The cumulative emissions from production, transport, and machining of aluminum foam and epoxy are 16.37 kg CO_2e.

Table 8. Emission breakdown for different materials in kg CO_2e

	Production	Transportation	Machining
Al Block	2.09	1.46×10^{-3}	5.79
Epoxy	0.85	1.97×10^{-3}	8.46
Al Foam	0.01	2.11×10^{-3}	7.05

The average use-phase emissions across the clad cases is 930.76 kg CO_2e, compared to 5196.49 kg CO_2e for the bare configuration. This reveals a significant reduction, approximately 4300 kg CO_2e, achieved by integrating aluminum foam and epoxy into the heat sink design, despite their relatively higher embodied emissions. Comparing these emissions to those associated with other sectors helps illustrate their scale. While a heat sink's annual carbon emissions amount to approximately 93.076 kg CO_2e, a typical passenger vehicle emits around 4,600 kg of CO_2e per year (Environmental Protection Agency, 2025). However, the collective environmental impact of heat sinks embedded in over two billion computers (Elad, 2024) and approximately 2.65 billion televisions (Correspondent, 2025), along with other electronic devices can approach a scale comparable to that of 1.7 billion active vehicles globally (Thunder Said Energy, 2025). A further aspect to consider is the trend reflected in Tables 8 and 9, where increasing foam porosity correlates with lower total emissions across cases. Moreover, since aluminum foam and epoxy are largely imported, their transportation emissions are non-negligible. Localizing their production and manufacturing within Türkiye could lead to further reductions in total carbon emissions.

Table 9. Total use phase emissions for each configuration of the FC-PFHS

Case	E_{total} (kg CO_2e)
FC-PFHS$_{Bare}$	5196.49
FC-PFHS$_{t1\varepsilon1}$	962.83
FC-PFHS $_{t1\varepsilon2}$	960.98
FC-PFHS $_{t1\varepsilon3}$	953.89
FC-PFHS $_{t1\varepsilon4}$	951.76
FC-PFHS $_{t2\varepsilon1}$	895.50
FC-PFHS $_{t2\varepsilon2}$	893.02
FC-PFHS $_{t2\varepsilon3}$	886.20
FC-PFHS $_{t2\varepsilon4}$	883.88
FC-PFHS $_{t3\varepsilon1}$	959.89
FC-PFHS $_{t3\varepsilon2}$	927.34
FC-PFHS $_{t3\varepsilon3}$	954.26
FC-PFHS $_{t3\varepsilon4}$	939.57

CONCLUSION

In conclusion, this study conducted an LCA of foam- clad pin fin heat sinks with different design parameters, focusing on the trade-offs between enhanced thermal performance and environmental impact. Twelve configurations were evaluated by varying foam porosity and thickness to identify an optimal design in terms of carbon emissions. The results demonstrated that while materials acquisition, transportation, and manufacturing processes such as machining, curing, and wire erosion contribute minimally, the operational phase accounts for the majority of emissions due to its high energy consumption. It was found that among the tested designs, the PFHS clad with 5*mm* thick aluminum foam at a porosity of 0.9568 exhibited the lowest total carbon footprint. These findings highlight the importance of considering environmental performance alongside thermal efficiency in the design of cooling systems. By integrating LCA into the design process, concrete decisions that reduce climate impact without compromising cooling can be made, thereby promoting long-term energy savings.

SYMBOLS

Symbol	Description
A	Cross-sectional area [m^2]
A_{pin}	Surface area of a single pin [cm^2]
A_{pins}	Total surface area of all pins [cm^2]
A_{total}	Total adhesive contact area [cm^2]

AC	Additional volume of cutting fluid [L]
CC	Initial volume of cutting fluid [L]
$C_{EF,i}$	Emission factor for component i [kg CO_2e/kg] [kg CO_2e/L]
CE_i	Emissions for component i [kg CO_2e]
d	Transport distance [km]
E_a	Activation energy [eV]
E_i	Emissions for component i [kg CO_2e]
E_{repl}	Replacement-related emissions [kg CO_2e]
EF_e	Grid emission factor [kg CO_2e/kWh]
ε	Foam porosity ($\varepsilon = 1 - \frac{\rho foam}{\rho solid}$)
GWP_i	Global warming potential of component i [kg CO_2e]
h	Pin height [mm] [cm]
k	Boltzmann constant [eV/K]
L_{new}	New component lifetime at T_j [years]
L_{ref}	Reference component lifetime [years]
m_i	Mass of component i [kg]
P_{fan}	Fan power [W]
P_i	Machine power (cutting) [kW]
P_u	Machine power (idle) [kW]
PPI	Pores per inch (foam)
Q	Volumetric flow rate [m^3/s]
r	Pin radius [mm] [cm]
ρ_{AL}	Density of 6061-T6 aluminum [kg/m^3]
ρ_{EP}	Density of epoxy [kg/m^3]
ρ_{FC}	Density of foam cladding [kg/m^3]
t_c	Cutting time [min]
t_{idle}	Idle time [min]
t_{op}	Total operational time (10 yr) [h]
T	Total machining time [min]
$T_{coolant}$	Coolant replacement cycle [min] [months]
T_{EP}	Epoxy layer thickness [mm] [m]
T_j	Junction temperature [K] [°C]
T_{ref}	Reference temperature [K]
T_{tool}	Tool life [min]
v	Air velocity [m/s]
V_{AL}	Volume of aluminum block [m^3]
V_{EP}	Volume of epoxy layer [m^3]
V_{FC}	Volume of foam cladding [m^3]
ΔP	Pressure drop across heat sink [Pa]
δ	Cutting fluid concentration [-]
η_{fan}	Fan efficiency [-]

REFERENCES

Alissa, H. et al., 2025, Using life cycle assessment to drive innovation for sustainable cool clouds, Nature. Retrieved from https://doi.org/10.1038/ s41586-025-08832-3.

Black J. R., 1969, Electromigration—A brief survey and some recent results, IEEE Trans. Electron Devices, 16, 338–347.

Climatiq Emission Factor. Retrieved from https://www.climatiq.io/data/emission-factor/c81e0e71-3ec6-4855- beba-181ac10e31e0.

Benton B. T. N., 2025, Research: CTV market to hit 4.2 billion devices by 2030, Broadband TV News. Retrieved from https://www.broadbandtvnews.com/2025/05/02/research-ctv-market-to- hit-4-2-billion-devices-by-2030/.

Elad B., 2024, Computers in homes statistics 2024 by sales and shipments, Enterprise Apps Today. Retrieved from https://www.enterpriseappstoday.com/stats/computers-in-homes statistics.html.

Carbon intensity of electricity, Our World in Data. Retrieved from https://ourworldindata.org/grapher/carbon-intensity-electricity.

Environmental Protection Agency, 2025, Greenhouse gas emissions from a typical passenger vehicle, EPA. Retrieved from https://www.epa.gov/greenvehicles/greenhouse-gas-emissions-typical passenger-vehicle.

Congbo W. et al., 2013, Quantitative analysis of carbon emissions of CNC-based machining systems, ResearchGate. Retrieved from https://www.researchgate.net/publication/261165081Quantitative analysis of carbon emissions of CNC-based machining systems.

Department for Energy Security and Net Zero, 2023, Greenhouse Gas Reporting: Conversion Factors 2023, UK Government. Retrieved from https://www.gov.uk/government/publications/ greenhouse gas-reportingconversion-factors-2023.

Dhumal S., Borse P., Kalokhe P. and Bhagat S., 2022, A review on cooling techniques for electronic components, Int. J. Eng. Res. Technol., 11,5,1–6.

ElSayed M. Z., Atrey A. A. and Park J., 2025, CPT: Carbon Per Transistor, arXiv preprint, arXiv:2402.02381.

EPO-TEK, 2025, EPO-TEKH20E Silver Epoxy Datasheet. Retrieved from https://www.epotek.com/docs/en/Datasheet/H20E.pdf.

ERG Aerospace, 2025, Aluminum Foam Cell Structure Material. Retrieved from https://ergaerospace.com/aluminum-foam-cell structurematerial/.

European Aluminium, 2023, Methodological Guidance for the Environmental Assessment of Aluminium Intermediate and Semi Finished Products (Rev. 8), Brussels, Belgium. Retrieved from https://europeanaluminium.eu/resource-hub/.

European Environment Agency, 2025, Greenhouse Gas Emission Intensity of Electricity Generation. Retrieved from

https://www.eea.europa.eu/en/analysis/indicators/greenhouse gasemission-intensity-of-1.

EuropeanEnvironmentAgency,LifeCycleAssessment(LCA).Retrieved from https://www.eea.europa.eu/help/glossary/eea-glossary/lifecycle assessment-lca.

Ferguson Perforating, 2025, 6061 aluminium alloy density. Retrieved from https://www.fergusonperf.com/the-perforating-process/material information/specialized-aluminum/6061-aluminium-alloy/#::text=6061

Güler N., Bayer Ö. and Solmaz İ., 2024, Experimental and numerical investigation on fluid flow and heat transfer behaviour of foam cladded pin in a heat sink, Applied Thermal Engineering, 256, 124184.

Haas Tooling, End Mills. Retrieved https://www.haascnc.com/haastooling/milling/end mills.html. from

Hauschild M. and Potting J., 2005, Functional Unit and System Boundary, LCA Handbook, 27–46. Retrieved from https://www2.mst.dk/udgiv/publications/2004/87-7614-233-7/pdf/87 7614-234-5.pdf.

International Organization for Standardization, 2006a, ISO 14040: Environmental management—Life cycle assessment—Principles and frame work, Geneva, Switzerland.

International Organization for Standardization, 2006b, ISO 14044: Environmental management—Life cycle assessment—Requirements and guidelines, Geneva, Switzerland.

JEDEC Solid State Technology Association, 2016, Failure Mechanisms and Models for Semiconductor Devices, JESD91C. Retrieved from https://www.jedec.org/standards-documents/docs/jesd91c.

Lakshminarayanan V. and Sriram N., 2014, The effect of temperature on the reliability of electronic components, Proc. of 2014 IEEE International Conference on Electronics, Computing and Communication Technologies (CONECCT), Bangalore, India.

NP600L, CNC Wire EDM Machine. Retrieved from https://www.ses3000.com/makinalar/ycm-excetek-tel-erezyon tezgahlari/cnc-tel-erezyon-tezgahlari/np600l-cnc-tel-erezyon-tezgahi/.

Nuss P. and Eckelman M. J., 2014, Life-Cycle Assessment of Metals: A Scientific Synthesis, PLoS ONE, 9(7), e101298.

O'Connor K. T. and O'Connor D. T., 1989, Arrhenius and electronics reliability, Qual. Reliab. Eng. Int., 5(4), 319–319.

Pedram M. and Nazarian S., 2006, Thermal management in VLSI systems: Issues and solutions, IEEE Trans. Very Large Scale Integration (VLSI) Systems, 14(4), 1001–1015.

Şahin Y. S., Toprak B., Solmaz İ. and Bayer Ö., 2022, Investigation of thermal performance of integrated pin fin-aluminum foam heat sink, Applied Thermal Engineering, 219, 119504.

Thunder Said Energy, 2025, Global Vehicle Fleet. Retrieved from https://thundersaidenergy.com/downloads/global-vehicle-fleet-vehicle sales-and-electrification-by-region/

Wang L., Smith J. and Zhang M., 2023, Carbon emission modeling for high performance computing-based AI in new power systems, Processes, 11(2), 595

ON COOLING TOWERS; ANALYSIS OF HYPERBOLIC COOLING TOWERS FOR HEAT REJECTION PROCESS

Ali EMİN*, Burak MURATÇOBANOĞLU, Adnan SÖZEN***,****, Faraz AFŞAR****
* Atılım Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Otomotiv Mühendisliği Bölümü, 06836 İncek Gölbaşı, ANKARA, ali.amini@atilim.edu.tr
** Erzurum Teknik Üniversitesi, Mühendislik ve Mimarlık Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 25100 Yakutiye, ERZURUM, burak.muratcobanoglu@erzurum.edu.tr, faraz.afshari@erzurum.edu.tr
*** Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 01250 Sarıçam, ADANA,
**** Gazi Üniversitesi, Teknoloji Fakültesi, Enerji Sistemleri Mühendisliği Bölümü, 06560 Yenimahalle, ANKARA, asozen@gazi.edu.tr

Abstract: Cooling towers are essential components in power plants, serving to dissipate waste heat from circulating water into the atmosphere through the use of ambient air. This study provides a brief overview of the types, applications, and operating principles of cooling towers. The primary focus, however, is on the computational fluid dynamics (CFD) simulation of a cooling tower to analyze flow behavior and heat distribution under varying environmental conditions, such as wind speed. The simulation was conducted using ANSYS Fluent software to model the flow field and identify key thermal and aerodynamic characteristics around the cooling tower. The resulting contours of temperature, velocity, and pressure distributions within the computational domain are presented and discussed in detail.
Keywords: Cooling tower; Waste heat; Power station; Computational fluid dynamics; Heat transfer

INTRODUCTION

Sustainable and renewable energy supply is one of the most important issues directly affecting the industrial and economic growth of human societies. In this regard, due to the depletion of fossil fuel reserves, climate change caused by environmental pollution, and the rising price of crude oil, the supply of affordable and renewable energy sources and the optimal use of energy systems have become key concerns for scientists (Zavaragh et al., 2017; Afshari et al., 2018).

Heat rejection and temperature control are required stages in most industrial processes and power plants. Cooling towers play a critical role in many installations, including nuclear, solar, and fossil-fuel-based power plants. In general, cooling towers serve as heat rejection components used to transfer waste heat from the water circulating in the Rankine cycle to the atmosphere. Numerous studies have addressed the design, types, applications, optimization methods, numerical solutions, and energy and economic analyses of cooling towers. For instance, Sun et al. (2017) proposed inlet air spray cooling to enhance the performance of natural draft dry cooling towers. Both experimental and theoretical methods were employed, and various spray cooling systems with different nozzle types were discussed. Spray patterns characterized by flow rate, pressure, and droplet size were examined. Results showed that, at high ambient temperatures, inlet air pre-cooling improves tower performance and reduces power generation losses. The cooling efficiency of a natural draft dry cooling tower was also investigated at various wind speeds using a computational fluid dynamics (CFD) approach. Results confirmed that when wind speed exceeds 4 m/s, the tower's cooling efficiency decreases due to non-uniform ventilation and vortex formation inside the tower. Moreover, the use of an enclosure was found to enhance cooling performance under different wind conditions (Wang et al., 2017). In another study, Milosavljevic et al. (2001) applied governing equations to predict the temperature variation of air and water as a function of tower height. The efficiency of main components such as water spray nozzles and droplet separators was evaluated through pilot experiments. Both 2D and 3D CFD models were used to reveal flow structures and to predict external airflow patterns around the tower. The effects of crosswind on cooling efficiency were examined under different ambient temperatures and crosswind velocities. Li et al. (2017) demonstrated that, unlike tall cooling towers, the performance of short towers does not necessarily decrease with increasing crosswind speed. Sai et al. (2013) studied an induced draft cooling tower to analyze its characteristics, effectiveness, and overall efficiency.

They investigated the effects of relative humidity, water inlet temperature, air dry-bulb temperature, and heat load. An analytical model was proposed to estimate the amount of water absorbed by the ambient air in a cross-flow wet cooling tower. The model's predictions were validated against experimental data, showing that all parameters—except air dry-bulb temperature—significantly affect cooling efficiency (Kiran Naik et al., 2017).

Water droplets and moist air were identified as critical factors in cooling tower design. Furthermore, the influence of atmospheric pressure and weather conditions on tower performance was explored. Mechanical draft cooling towers were proposed and analyzed using mathematical models (Fisenko et al., 2004). A real-world cooling tower in Elche, Spain, was studied to analyze droplet deposition using water-sensitive paper. Droplet lifetimes were predicted analytically and validated numerically. The spread of contaminants or bacteria inside droplets and the impact of atmospheric conditions on droplet lifetime were also investigated (Sanchez et al., 2015). Gao et al. (2008) studied a natural draft counter-flow wet cooling tower to assess circulating water temperatures and cooling efficiency under crosswind conditions. Flow rate and inlet temperature of circulating water were also evaluated under windless scenarios. In power stations, ambient wind significantly affects cooling efficiency, making air-cooled heat exchangers a prominent subject in dry cooling research. Yang et al. (2013) analyzed air temperature, velocity, and pressure under various wind speeds to assess heat rejection from each cooling delta. Their findings revealed that wind-induced dimensional changes influence the thermo-hydraulic performance of indirect dry cooling systems. Zhao et al. (2015) used a 3D numerical model to analyze the performance of a natural draft dry cooling tower under crosswind conditions. The model featured vertical two-pass column radiators, and the airflow around the cooling columns was simulated. Results showed that increasing crosswind velocity rapidly deteriorates tower performance. A wind tower system incorporating heat pipes was proposed and compared to traditional evaporative wind towers. A CFD model simulated airflow around the tower and the performance of a baseline heat exchanger using cylindrical heat pipes with water and ethanol as working fluids. The cooling system significantly reduced temperatures, depending on operating conditions (Calautit et al., 2013).

For short natural draft dry cooling towers (height <30 m), crosswind effects are even more pronounced. An experimental study using a 1:12.5 scale tower equipped with electric heaters showed good agreement between experimental and CFD results. Findings suggested that the overall heat transfer in the tower is a combination of natural and forced convection mechanisms (Lu et al., 2015). Computational fluid dynamics is a widely accepted tool used by researchers to validate experimental results and to analyze aerodynamic fields and temperature distributions in detail (Sözen et al., 2020; Afshari et al., 2021; Güler et al., 2020). CFD has been successfully applied in heat exchanger studies, showing strong agreement with experimental data (Gürbüz et al., 2020; Afshari et al., 2020). Heat transfer analysis in solar energy applications has also gained attention among engineers and researchers (Ağbulut et al., 2020). A convex-type solar absorber was developed by Tuncer et al. (2020) for municipal sewage sludge dehumidification and was simulated using CFD to evaluate airflow and heat transfer characteristics.

In this present study, working principles and applications of cooling towers are initially discussed, and then CFD solution method is conducted to analyze flow characteristics and heat distribution around cooling tower. Different working conditions have been applied and obtained results are compared in the related contours and diagrams.

Principles and Applications of Cooling Towers

In the thermal power plants with the aim of converting thermal power to electric energy the employed turbine is steam-driven and water is heated, evaporated and spins a steam turbine in the process well defined by Rankine cycle. Cooling towers can be accounted as one of the main elements used to condense the steam coming out of the turbines. In some areas with available large land, cooling ponds was used, but in big cities with limited land, the system took the form of cooling towers. A hyperboloid forms of cooling tower was firstly patented by the Dutch engineers Gerard Kuypers and Frederik van Iterson in 1918 and were built in the same year near Heerlen (Gerard 1920). Barnard's fanless cooling tower (1902) is one of the primary designs relied on natural draft and open sides and water to be cooled is sprayed down from top onto the vertical wire-mesh mats (Fig. 1a). In figure 1b and 1c, first hyperboloid cooling tower and industrial type have been shown.

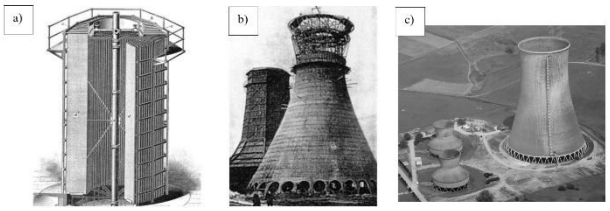


Figure 1. Barnard's fanless self-cooling tower (a) first hyperboloid cooling tower build in 1918 (b) and developed industrial type (c)

It should be noted that air flow generation methods are considered to classify cooling towers. Generally, air flow through the tower is applied in two major methods; Natural draft and Mechanical draft. In natural draft type, heat transfer is completely occurred by natural convection via air circulating inside the cooling tower. Warm and moist air naturally goes up due to the density difference with respect to the outside air, which produces an air flow through the cooling tower. Dry and wet cooling methods are two main applications in cooling towers. In dry cooling tower the working fluid is

separated from ambient air and the process is approximately similar to tube type heat exchangers, but in wet type (or evaporative type) direct contact of cooling water with air occurs within the cooling tower. Most of the heat is rejected by evaporating a portion of the circulating water, while a lower level of heat is also lost by heat transferring to the air.

In mechanical draft, however, air fans are used to circulate air through the cooling tower which are applied in induced and forced draft methods. In induced type, a mechanical fan at the discharge placed on top of the cooling tower is used to pull air through the tower. In forced draft, a blower type fan is placed at the intake to force air into the cooling tower, which creates high entering and low exiting air velocities.

MATERIAL AND METHODS

Problem Modeling and Calculations

In this section, the computational model and governing equations used in the CFD analysis are introduced to explain the modeling approach. Eq. (1) ensures the continuity of the air-water mixture within the cooling tower. It assumes that there is no mass loss throughout the flow domain, enabling accurate modeling of the internal airflow behavior.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho v_i) = 0 \tag{1}$$

Eq. (2) expression governs the momentum transfer within the cooling tower and is used to analyze the velocity field. It accounts for external wind effects and the influence of tower geometry on the airflow pattern.

$$\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\rho v_i v_j\right) = \frac{-\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j}[\mu\left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i}\right) - \frac{2}{3}\mu\frac{\partial v_k}{\partial x_k}\delta_{ij}] \tag{2}$$

Eq. (3) represents the heat exchange between the circulating water and the surrounding air inside the tower. Both evaporation and convective heat transfer mechanisms are captured to simulate the thermal distribution accurately.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho e) + \frac{\partial}{\partial x_j}\left(\rho v_j c_p T - k\frac{\partial T}{\partial x_j}\right) = u_j\frac{\partial p}{\partial x_j} + [\mu(\left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial v_i}\right) - \frac{2}{3}\frac{\partial v_k}{\partial x_k}\delta_{ij})] \tag{3}$$

Turbulent flow phenomena inside the tower are modeled using the standard k-ε turbulence model. This approach enhances the prediction of airflow structures such as vortices caused by crosswind and geometric constraints. The equations of this model are presented in Eqs (4), (5) and (6).

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k v_i) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\frac{\mu+\mu_t}{\sigma_k}\right)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right] + \mu_t\left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial v_i}\right)\frac{\partial v_i}{\partial x_j} - \rho\varepsilon \tag{4}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho\varepsilon v_i) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\frac{\mu+\mu_t}{\sigma_\varepsilon}\right)\frac{\partial \epsilon}{\partial x_j}\right] + C_{1\varepsilon}\frac{\varepsilon}{k}\mu_t\left(\frac{\partial v_i}{\partial v_j} + \frac{\partial v_j}{\partial v_i}\right)\frac{\partial v_i}{\partial v_j} - C_{2\varepsilon}\rho\frac{\varepsilon^2}{k} - \alpha\rho\frac{\varepsilon^2}{k} \tag{5}$$

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \tag{6}$$

The Grashof and Rayleigh numbers, which are important dimensionless numbers in natural convection, are calculated as given in Eqs (7) and (8), respectively.

$$\mathrm{Gr_L} = \frac{\mathrm{g\beta(T_2 - T_1)L^3}}{\vartheta^2} \tag{7}$$

$$\mathrm{Ra_L} = \mathrm{Gr} \times \mathrm{Pr} \tag{8}$$

Modelling

The details of the geometry of the cooling tower, which was simulated and evaluated in terms of heat transfer, are presented in Table 1 and Figure 2.

Table 1. Geometric properties of hyperbolic cooling tower

Parameter definition	Symbol	Dimensions (m)
		Tower
Over neck length	Z_H	3.1
Below neck length	Z_U	11.3
Crown diameter	d_H	3.8
Base diameter	d_U	11.6
Neck diameter	d_T	7.0
Column height	h	0.92
Foundation width	T_w	0.6
Foundation height	T_h	0.3
Basic outside diameter	d_{out}	12.8

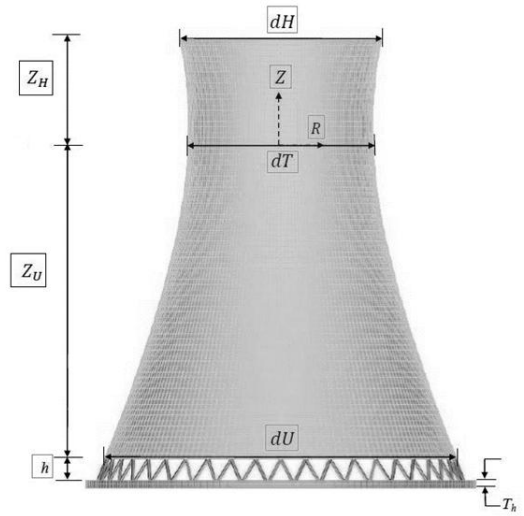


Figure 2. Geometry and dimension of used cooling tower.

The geometry of the cooling tower and the simulation boundary conditions are detailed in Figure 3.

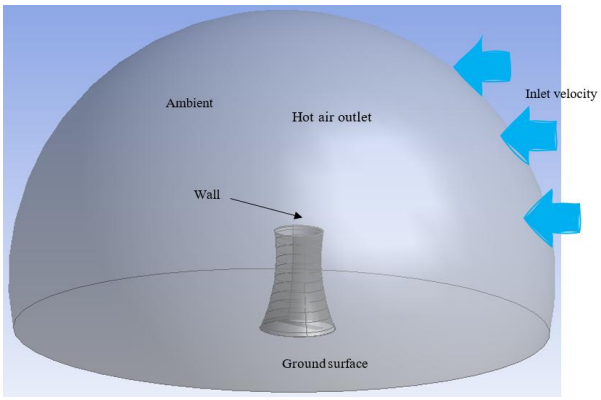


Figure 3. Geometry of the cooling tower and boundary conditions

The mesh configuration of the cooling tower, the ambient air, and the heat exchanger inside the tower is presented in Figure 4.

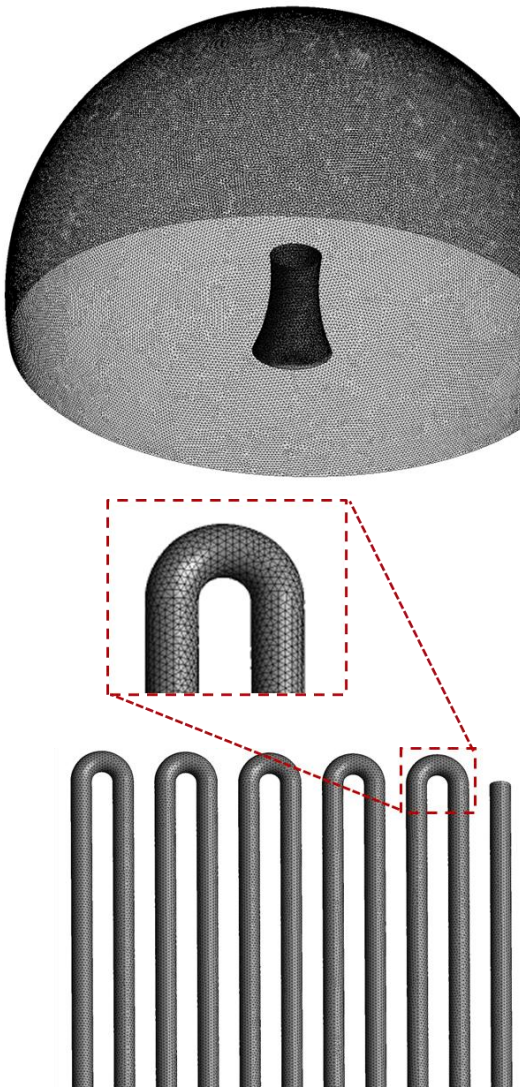


Figure 4. Mesh configuration of tower and heat exchangers

RESULT AND DISCUSSION

The velocity contours presented in the figure illustrate the impact of varying ambient air velocity (V_{air}) on the flow structure. Four different cases (0, 1, 4, and 7 m/s) are analyzed, showing that as the air velocity increases, the turbulence intensity and velocity gradients become more pronounced. In the case of V_{air} =7 m/s (Figure 5a), high-velocity regions and vortex formations are clearly observed around the system, indicating enhanced mixing and energy transfer due to the strong airflow. At V_{air} =4 m/s (Figure 5b), these effects are still present but more localized. When the velocity drops to 1 m/s (Figure 5c), the flow tends to become more laminar, with reduced turbulence. Finally, at V_{air} =0 m/s (Figure 5d), there is no external airflow, resulting in a nearly stagnant flow field. These contours effectively demonstrate the system's sensitivity to ambient air velocity and how it influences the flow regime.

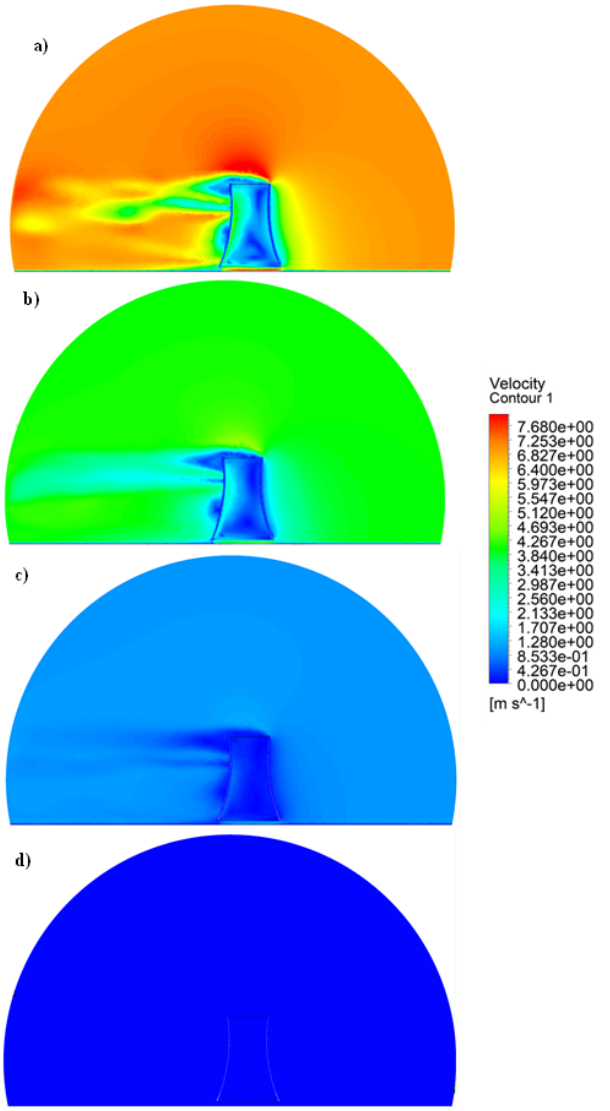


Figure 5. Velocity contour for a) V_{air}=7 m/s b) V_{air}=4 m/s c) V_{air} =1 m/s d) V_{air} =0 m/s

The temperature contours shown in the figure illustrate the effect of varying ambient air velocity (V_{air}) on the

thermal distribution around the system. As the air velocity increases from 0 to 7 m/s, a noticeable change in temperature dispersion is observed. In the V_{air} =0 m/s case (Figure 6d), the system retains significant heat, as indicated by the large red zone, due to the absence of external cooling. As the air velocity increases to 1 m/s (Figure 6c), a slight cooling effect emerges, with heat starting to dissipate into the surrounding region. At V_{air} =4 m/s (Figure 6b), the cooling effect becomes more pronounced, reducing the temperature near the heated zone. Finally, with V_{air} =7 m/s (Figure 6a), the temperature field shows a strong cooling effect, with a more uniform and lower-temperature distribution, indicating efficient heat removal by the forced convection. These contours clearly demonstrate that higher air velocities enhance convective heat transfer, effectively lowering the system's temperature.

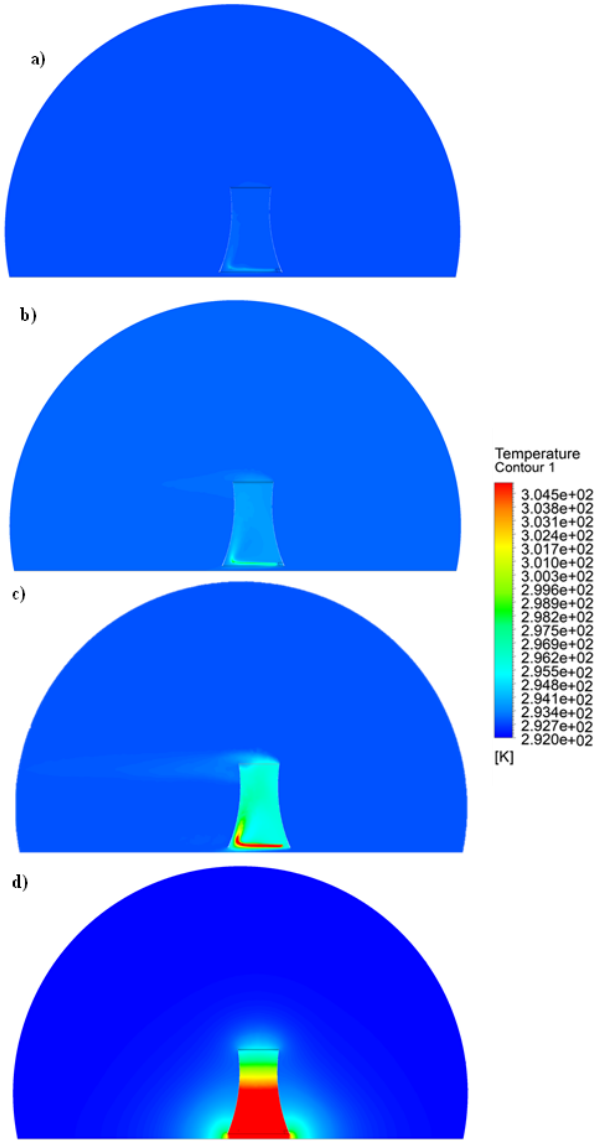


Figure 6. Temperature contours for a) V_{air}=7m/s b) V_{air}=4m/s c) V_{air}=1m/s d) V_{air}=0m/s

Figure 7 depicts velocity vectors around a cooling tower. The first view (Figure 7a) represents the scenario where air velocity is 0 m/s, while the second graphic (Figure 7b) illustrates the condition where air velocity is 4 m/s. The color scale visualizes the magnitude of velocity, highlighting variations in airflow. These graphics provide valuable insights into the flow patterns around the cooling tower under different airspeed conditions and their impact on performance.

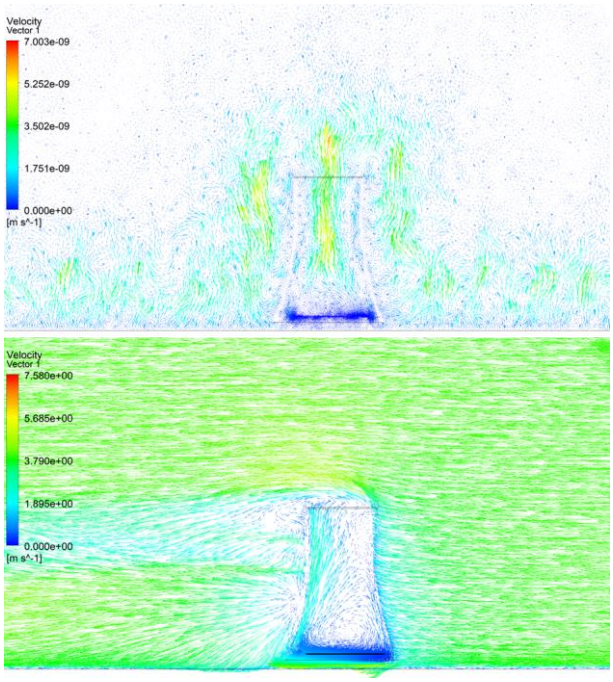


Figure 7. Velocity vectors around cooling tower when a) V_{air}=0 and b) V_{air} =4 m/s

Figure 8 illustrates the variation in temperature at the center of the cooling tower under different air velocities: 0, 1, 4, and 7 m/s. It is evident that as air velocity increases, the temperature at the center of the cooling tower decreases. At 0 m/s, the temperature is highest, reaching approximately 305 K, indicating minimal heat removal due to stagnant air. When the air velocity increases to 1 m/s, the temperature drops significantly to around 299 K. Further increases in air velocity to 4 m/s and 7 m/s continue to reduce the temperature to roughly 296 K and 291 K, respectively. This trend confirms that higher air velocities enhance the cooling effect by promoting better convective heat transfer and evaporation at the top of the tower. Overall, forced airflow plays a critical role in improving thermal performance in cooling tower systems. The point where the temperatures are measured is determined by a dot in the upper figure.

Figure 9 presents the variation of temperature at the top of the cooling tower with respect to air velocity. The recorded temperature values are slightly lower than those measured at the upper side of the tower.

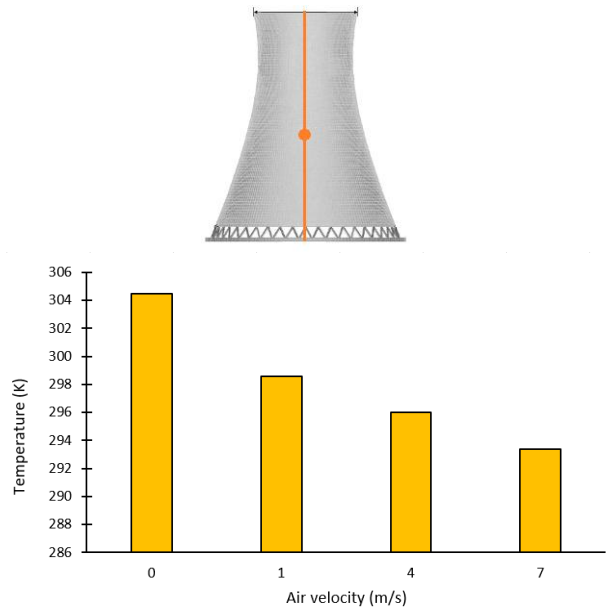


Figure 8. Variation of Cooling Tower Center Temperature with Air Velocity

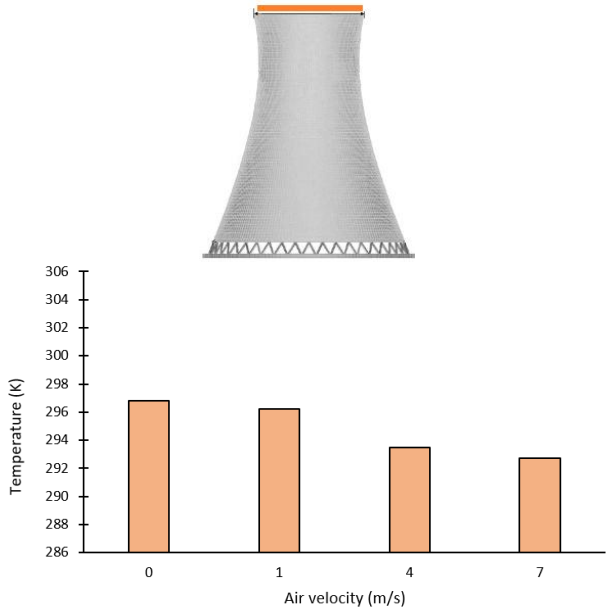


Figure 9. Variation of Temperature at the Top of the Cooling Tower with Air Velocity

In conventional dry cooling towers, hot water pipes are typically positioned at a certain height above the ground to ensure sufficient cooling. This design facilitates the upward airflow from the bottom, allowing air to efficiently contact the pipes and enhance heat transfer. Additionally, this elevation prevents obstructions at the air inlet and eases maintenance access. In this study, the simulated cooling tower is based on the configuration where the hot water pipes are placed closer to the ground. However, as the results indicate, positioning the pipes near the ground is not particularly effective under conditions of no wind or very low wind speeds. Therefore, this research suggests that a hybrid system combining both air and water cooling could be a potential solution for cooling towers. A water basin is located at the bottom of the conventional dry cooling towers. Designing a mechanism to spray water from this basin to support the airflow could improve the cooling tower's efficiency. Such an approach can improve cooling performance especially during calm weather conditions where natural airflow is insufficient. Additionally, integrating water spraying can help lower the temperature of the incoming air, further enhancing the overall cooling efficiency. A schematic representation of the proposed method is provided in Figure 10.

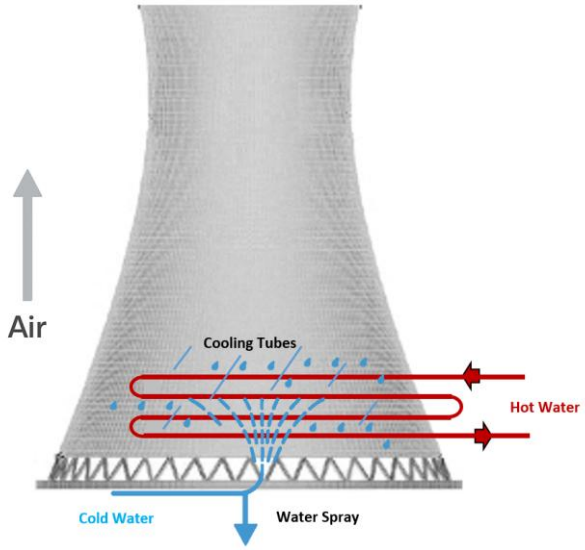


Figure 10. Schematic view of cold water spraying method

CONCLUSION

This study investigates the aerothermal behavior of hyperbolic cooling towers during the heat dissipation process, focusing in detail on the effects of varying ambient air velocities on the internal flow structure and temperature distribution. CFD simulations performed using ANSYS Fluent reveal how airflow patterns develop within the cooling towers and their impact on thermal performance.The findings demonstrate that ambient air velocity significantly influences internal temperature gradients and flow regimes within the tower. As air velocity increases, noticeable changes occur in the flow patterns, leading to critical implications for cooling efficiency. The analysis highlights the direct impact of environmental conditions on system performance, particularly in large-scale industrial cooling tower applications.

By identifying key factors that must be considered in the design and performance optimization of cooling towers, this study provides a solid foundation for future research aimed at enhancing energy efficiency.

REFERENCES

Afshari F., Khanlari A., Tuncer A. D., Sözen A., Şahinkesen İ. and Di Nicola G., 2021, *Dehumidification of Sewage Sludge Using Quonset Solar Tunnel Dryer: An Experimental and Numerical Approach*, Renewable Energy, 171, 784–798.

Afshari F., Sözen A., Khanlari A., Tuncer A. D. and Şirin C., 2020, *Effect of Turbulator Modifications on the Thermal Performance of Cost-Effective Alternative Solar Air Heater*, Renewable Energy, 158, 297–310.

Afshari F., Afshari H., Afshari F. and Zavaragh H. G., 2018, *The Effects of Nanofilter and Nanoclay on Reducing Pollutant Emissions from Rapeseed Biodiesel in a Diesel Engine*, Waste and Biomass Valorization, 9(9), 1655–1667.

Ağbulut Ü., Gürel A. E. and Biçen Y., 2021, *Prediction of Daily Global Solar Radiation Using Different Machine Learning Algorithms: Evaluation and Comparison*, Renewable and Sustainable Energy Reviews, 135, 110114.

Busch D., Harte R., Krätzig W. B. and Montag U., 2001, *World's Tallest Natural Draft Cooling Tower, Near Cologne*, Germany, Structural Engineering International, 11(2), 107–109.

Calautit J. K., Chaudhry H. N., Hughes B. R. and Ghani S. A., 2013, *Comparison between Evaporative Cooling and a Heat Pipe Assisted Thermal Loop for a Commercial Wind Tower in Hot and Dry Climatic Conditions*, Applied Energy, 101, 740–755.

Fisenko S. P., Brin A. A. and Petruchik A. I., 2004, *Evaporative Cooling of Water in a Mechanical Draft Cooling Tower*, International Journal of Heat and Mass Transfer, 47(1), 165–177.

Gao M., Sun F. Z., Wang K., Shi Y. T. and Zhao Y. B., 2008, *Experimental Research of Heat Transfer Performance on Natural Draft Counter Flow Wet Cooling Tower under Cross-Wind Conditions*, International Journal of Thermal Sciences, 47(7), 935–941.

Gerard K., U.S. Patent No. 1,343,832. Washington, DC: U.S. Patent and Trademark Office (1920).

Gürbüz E. Y., Variyenli H. İ., Sözen A., Khanlari A. and Ökten M., 2021, *Experimental and Numerical Analysis on Using CuO-Al_2O_3/Water Hybrid Nanofluid in a U-Type Tubular Heat Exchanger*, International Journal of Numerical Methods for Heat & Fluid Flow, 31(1), 519–540.

Güler H. Ö., Sözen A., Tuncer A. D., Afshari F., Khanlari A., Şirin C. and Gungor A., 2020, *Experimental and CFD Survey of Indirect Solar Dryer Modified with Low-Cost Iron Mesh*, Solar Energy, 197, 371–384.

Li X., Gurgenci H., Guan Z., Wang X. and Duniam S., 2017, *Measurements of Crosswind Influence on a Natural Draft Dry Cooling Tower for a Solar Thermal Power Plant*, Applied Energy, 206, 1169–1183.

Lu Y., Guan Z., Gurgenci H., Hooman K., He S. and Bharathan D., 2015, *Experimental Study of Crosswind Effects on the Performance of Small Cylindrical Natural Draft Dry Cooling Towers*, Energy Conversion and Management, 91, 238–248.

Milosavljevic N. and Heikkilä P., 2001, *A Comprehensive Approach to Cooling Tower Design*, Applied Thermal Engineering, 21(9), 899–915.

Naik B. K. and Muthukumar P., 2017, *A Novel Approach for Performance Assessment of Mechanical Draft Wet Cooling Towers*, Applied Thermal Engineering, 121, 14–26.

Sai B. B., Swathi I., Prasanna K. S. L. and Rao K. S., 2013, *Design of Cooling Tower*, International Journal of Scientific & Engineering Research, 4(5), 1560.

Shen Chou M., 1973, *A Comparison of Wet Type and Dry Type Cooling Towers by Energy Availability Methods*, Master of Science Thesis.

Sözen A., Şirin C., Khanlari A., Tuncer A. D. and Gürbüz E. Y., 2020, *Thermal Performance Enhancement of Tube-Type Alternative Indirect Solar Dryer with Iron Mesh Modification*, Solar Energy, 207, 1269–1281.

Sun Y., Guan Z. and Hooman K., 2017, A Review on the *Performance Evaluation of Natural Draft Dry Cooling Towers and Possible Improvements via Inlet Air Spray Cooling*, Renewable and Sustainable Energy Reviews, 79, 618–637.

Sánchez F., Kaiser A. S., Zamora B., Ruiz J. and Lucas M., 2015, *Prediction of the Lifetime of Droplets Emitted from Mechanical Cooling Towers by Numerical Investigation*, International Journal of Heat and Mass Transfer, 89, 1190–1206.

Tuncer A. D., Sözen A., Afshari F., Khanlari A., Şirin C. and Gungor A., 2020, *Testing of a Novel Convex-Type Solar Absorber Drying Chamber in Dehumidification Process of Municipal Sewage Sludge*, Journal of Cleaner Production, 272, 122862.

Wang W., Zhang H., Liu P., Li Z., Lv J. and Ni W., 2017, *The Cooling Performance of a Natural Draft Dry Cooling Tower under Crosswind and an Enclosure Approach to Cooling Efficiency Enhancement*, Applied Energy, 186, 336–346.

Yang L. J., Wu X. P., Du X. Z. and Yang Y. P., 2013, *Dimensional Characteristics of Wind Effects on the Performance of Indirect Dry Cooling System with Vertically Arranged Heat Exchanger Bundles*, International Journal of Heat and Mass Transfer, 67, 853–866.

Zavaragh H. G., Kaleli A., Afshari F. and Amini A., 2017, *Optimization of Heat Transfer and Efficiency of Engine via Air Bubble Injection Inside Engine Cooling System*, Applied Thermal Engineering, 123, 390–402.

Zhao Y. B., Long G., Sun F., Li Y. and Zhang C., 2015, *Numerical Study on the Cooling Performance of Dry Cooling Tower with Vertical Two-Pass Column Radiators under Crosswind*, Applied Thermal Engineering, 75, 1106–1117.

DİKDÖRTGEN KANAL İÇERİSİNDEKİ ISITILMIŞ PLAKA ÜZERİNE YERLEŞTİRİLEN GİRDAP ÜRETEÇLERİNİN ISI TRANSFERİNE ETKİSİNİN İNCELENMESİ

İsmail BAĞCI*, Gökçe Nur GÖKÇE*, Nisanur Maviş HERGÜNER*, Tahir DURHASAN*

*Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi, Havacılık ve Uzay Bilimleri Fakültesi, Havacılık ve Uzay Mühendisliği Bölümü, 01250 Sarıçam, ADANA, is.bagci@outlok.com , 0306gokce@gmail.com , mavisherguner58@gmail.com , td@atu.edu.tr

Özet: Elektronik ve bilgisayar donanımı başta olmak üzere uzay-havacılık teknolojileri, aydınlatma sistemleri, otomotiv/ ulaşım teknolojileri, telekomünikasyon, ağ cihazları, endüstriyel uygulamalar, enerji ve güç elektroniği sektörlerinde kullanılan ısı alıcıların soğutma performansının geliştirilmesi amacıyla güncel olarak çeşitli araştırmalar yapılmaktadır. Bu çalışmada, dikdörtgen kesitli bir kanal içerisinde yer alan ısıtılmış plaka üzerine yerleştirilen farklı geometrik yapıdaki elmas ve yarım silindir şekilli girdap üreteçlerinin ısı transferine etkisi deneysel olarak araştırılmıştır. Deneylerde sabit ısı akısı (15 W) sağlanan plaka, Re = 40,000 ve U = 6,25 m/s koşullarında test edilmiştir. Girdap üreteçlerinin akışa dik ve paralel olarak yerleştirilmiş versiyonları karşılaştırılmış; her bir konfigürasyon için karakteristik Nusselt sayıları hesaplanmıştır. Elde edilen sonuçlar, düz levha ile kıyaslandığında %26–30 aralığında bir soğutma performansı artışını göstermektedir. En yüksek Nusselt sayısı ve en düşük sıcaklık değerine, elmas geometrisinin akış yönüne dik (90°) konumlandırılmasıyla ulaşılmıştır. Ayrıca, TiO_2 bazlı yüzey yağ görselleştirme deneyleriyle akış yapıları detaylı olarak incelenmiş ve geometrilerin oluşturduğu girdap bölgeleri açıkça görselleştirilmiştir. Çalışma sonuçları, alternatif girdap üreteci geometrilerinin, soğutma performansını artırma potansiyelini ortaya koymaktadır.

Anahtar Kelimeler: Isı Transferi, Girdap Üreteçleri, Nusselt Sayısı, Isı Alıcılar, Akış Yapıları

INVESTIGATION OF THE EFFECT OF VORTEX GENERATORS PLACED ON A HEATED PLATE INSIDE A RECTANGULAR CHANNEL ON HEAT TRANSFER

Abstract: Various studies are currently being conducted to improve the cooling performance of heat sinks used in the aerospace technology, lighting systems, automotive/transportation technology, telecommunications, network devices, industrial applications, energy, and power electronics sectors, with a particular focus on electronic and computer hardware. In this study, the effect of different geometric shapes of diamond and half-cylinder vortex generators placed on a heated plate within a rectangular channel on heat transfer was experimentally investigated. The plate, which was provided with a constant heat flux (15 W), was tested under conditions of Re = 40,000 and U = 6,25 m/s. Versions of the vortex generators placed perpendicular and parallel to the flow were compared, and characteristic Nusselt numbers were calculated for each configuration. The results obtained show a 26–30% increase in cooling performance compared to the flat plate. The highest Nusselt number and lowest temperature value were achieved by positioning the diamond geometry perpendicular (90°) to the flow direction. Additionally, flow structures were examined in detail using TiO_2-based surface oil visualization experiments, and the vortex regions created by the geometries were clearly visualized. The study results demonstrate the potential of alternative vortex generator geometries to enhance cooling performance.

Keywords: Heat Transfer, Vortex Generators, Nusselt Number, Heat Sinks, Flow Structures

GİRİŞ

Isı alıcılar çoğunlukla işlemciler, grafik işlemciler, anakartlar, güç transistörleri, regülatörler, diyotlar, triyaklar, led aydınlatma, elektrikli araçlar, dahili yanmalı motorlar, router'lar, sunucular, baz istasyonları, uydu sistemleri, motor sürücüleri, frekans invertörleri, kaynak makineleri, güç dönüştürücüler, havacılık ekipmanları gibi birçok özelleştirilmiş alanda kullanılmaktadır. Aşırı ısınmayı önleme, performans artışı vb. sebeplerden dolayı sıklıkla tercih edilirler. Isı alıcılar elektronik ve mekanik sistemlerin güvenli, istikrarlı ve verimli bir şekilde çalışması için hayati öneme sahiptir. Çeşitli endüstrilerde, özellikle yüksek performanslı cihazların ve bileşenlerin aşırı ısınmasını önlemek için yaygın olarak kullanılırlar. Mühendislik alanlarında oluşan talep, soğutma yöntemlerinde yüksek ısı transferi hızına ulaşma amacını oluşturmuş ve araştırmacılara yeni bir alan açmıştır. Bu kapsamda mühendislerin aktif ve pasif metotlar yardımıyla ısı transferine katkı sunmaya çalıştıkları literatürdeki güncel çalışmalardan görülmektedir. Aktif metotlar enerji kullanarak ısı transferine katkı sağlarken pasif metotlar geometrik modifikasyonlar yardımıyla katkı sunmaktadırlar. Pasif metotlarda; konvektif soğutma verimliliğini artırmak için çukurlu yüzeyler, çıkıntılı yüzeyler, girdap üreteçleri ve yüzey pürüzlülüğü gibi bir dizi yöntem kullanılır. Tüm bu yöntemlerin asıl amacı, ikincil akış ve türbülans seviyelerini artırarak karıştırma etkilerini geliştirmektir.

Girdap üreteci grubunun akış üzerindeki bozucu etkisi konvektif soğutma etkisini arttırır, bu nedenle etkili bir soğutma tekniğidir. Fakat öte yandan girdap üreteci; üzerinden geçen akışı hızlandıracağı, girdap üretecinin arkasında ciddi şekilde bozulan bir art-izi bölgesi oluşturacağı, bir at nalı girdabı oluşturmak için uç duvarla etkileşime gireceği ve düzensiz girdap ayrılmasına neden olacağından soğutma alanını da artırır.

Geleneksel tip ısı alıcılar genellikle plaka-fin ya da dairesel boru-fin uygulamaları olarak karşımıza çıkmaktadır. Boylamasına yerleştirilen girdap üreteçleri kanal ya da plaka yüzeyine yerleştirilerek girdap üretimini arttırmaktadır. Bu sayede meydana gelen girdapların ısı transferine katkı sağladığı bilinmektedir. Boylamasına yerleştirilen girdap üreteçleri yüksek ısı transfer performansları nedeniyle kapsamlı bir şekilde incelenmektedir (Eibeck ve Eaton, 1987). Günümüzde geleneksel yöntemlere kıyasla mühendisler hem girdap üreteçlerinin etkilerini arttırmak hem de ısı transferi uygulamalarında performans artışına katkı sunabilmek adına sürekli olarak araştırmaya söz konusu olan girdap üreteçleri üzerine çalışmalar yapmaktadırlar.

Isı transferinin artırılmasına yönelik olarak, çeşitli geometrilerdeki girdap üreticileriyle yapılan deneysel çalışmalar literatürde yer almaktadır. Sekizgen kanatlı girdap üreticilerinin, dikdörtgen şekilli modellere kıyasla %50 ile %60 arasında daha yüksek ortalama ısı transferi sağlayabileceği belirtilmiştir (Min vd., 2010). Çukur ve pin geometrili yapıların bulunduğu deneylerde, çukur altındaki ve ana bölge akış alanında oluşan girdapların ısı transferini artırıcı etkisi gözlemlenmiştir (Rao vd., 2011).

Delta kanatçık çiftinin farklı hücum açıları, kanatlar arası açılar ve Reynolds sayısına göre ısı transferine etkisi incelenmiş; hava akışının alt kanaldaki yönünü değiştirerek kanadın alt yüzeyindeki ısı transferini artırdığı rapor edilmiştir (Wu ve Tao, 2012). Dairesel pin geometrisiyle yapılan deneylerde, pinli yüzeyin pürüzsüz yüzeye göre akışı daha fazla karıştırarak ısı transferine katkı sağladığı görülmüştür (Agrawal vd., 2015). V şeklinde delikli dikdörtgen bölmeler ile yapılan deneylerde, e/H oranı ve Reynolds sayısının sürtünme faktörü üzerindeki etkileri araştırılmıştır (Chamoli, 2015). Delta kanatçıkların sıralı yerleşimiyle yapılan çalışmada ise, giriş açısı 0.7 rad olan ve belirli bir tube bank düzeninde yerleştirilen yapıların, yaklaşık %30 Nusselt artışı sağladığı bulunmuştur (Zdanski vd., 2015).

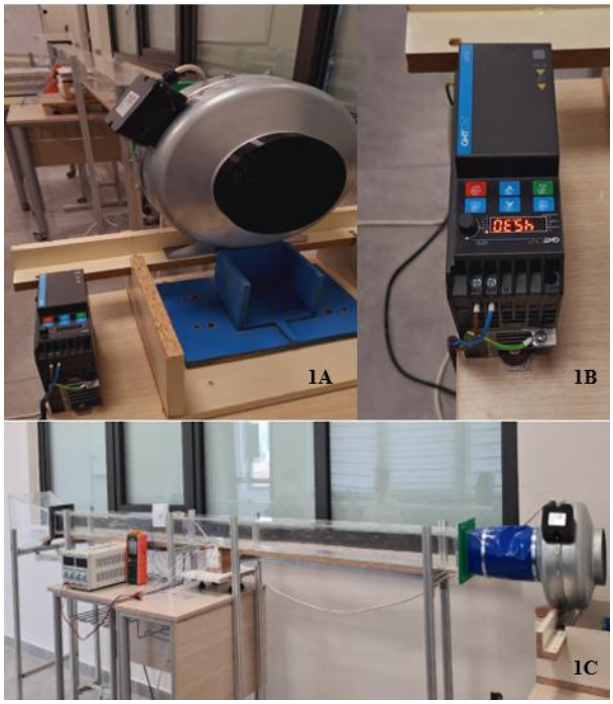
Üçgen ve silindirik pin-fin yapıların karşılaştırıldığı çalışmalarda, her iki yapı için Reynolds sayısı arttıkça Nusselt sayısının arttığı ve en verimli geometrinin silindirik yapı olduğu rapor edilmiştir (Eren vd., 2016). Kavisli delta kanat geometrisi üzerine yapılan çalışmalarda, boruya daha yakın yerleştirilen yapıların daha yüksek ısı transferi sağladığı, özellikle büyük Reynolds sayılarında bu etkinin arttığı belirtilmiştir (Wei vd., 2017). Delta kanat geometrisinin farklı boyut ve konumlarının incelendiği çalışmada, girdap üreticilerinin kanal profili önüne yerleştirilmesinin yüksek ısı transferinin azaltılmasında etkili olduğu ifade edilmiştir (Hussain vd., 2019). İçi boş trapez yapılarla yapılan çalışmalarda, ısı transferi üzerine en fazla etkinin Reynolds sayısı ve sürtünme faktörü parametreleri üzerinde olduğu ve trapezin uzunluğu ile ilişkili olduğu belirtilmiştir (Şahin vd., 2019). İç bükey ve dış bükey kavislere sahip girdap üreticilerinin karşılaştırıldığı deneylerde, içbükey yapının ısı transferini artırmada daha avantajlı olduğu vurgulanmıştır (Wei vd., 2019).

Bu çalışma, mühendislik uygulamalarında sıklıkla kullanılan ısı alıcıların soğutma performansının, literatürde yaygın olarak bulunanlardan farklı şekil ve konfigürasyonlara sahip girdap üreteçleri kullanılarak nasıl iyileştirilebileceğini araştırmaktadır. Çalışmanın amacı, yaygın olarak kullanılan girdap üreteci geometrilerinin alternatifi olarak önerilen elmas ve yarı silindirik şekillere sahip girdap üreteçlerinin akış yapısı ve ısı transferi üzerindeki etkilerini deneysel olarak incelemektir.

MATERYAL VE METOD

Rüzgâr Tüneli Sisteminin Kurulumu

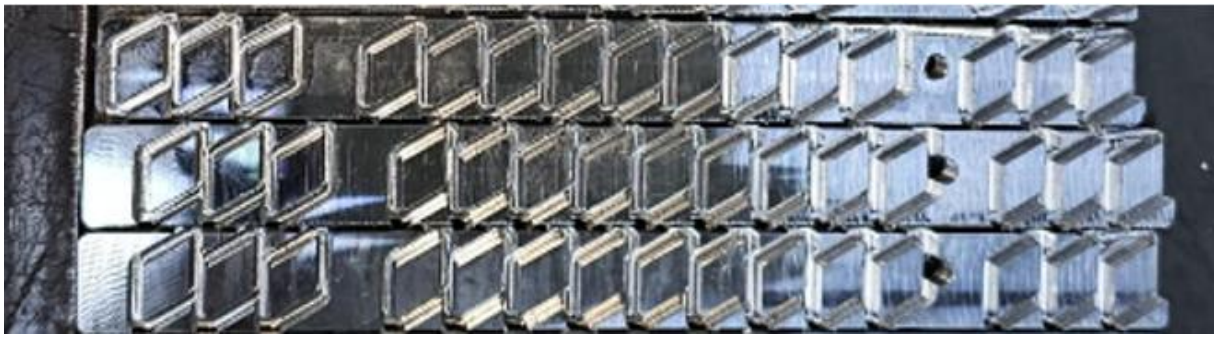
Çalışmada kullanılan emmeli tip rüzgâr tünelinde; sistemin yerden yüksekliği 1,1 m, uzunluğu 3 m, et kalınlığı 10 cm'dir. Test bölgesinin boyutları ise; 10 cm x 10 cm x 10 cm'dir. Sistem 85W fırçasız motor ile desteklenmektedir. Tünelin malzemesi pleksiglas olarak belirlenmiştir. Deney sisteminin kararlılığını ve deneylerin güvenirliliğini sağlamak amacıyla sistemde sürekli olarak iyileştirmeler yapılmıştır. Akış rejimindeki değişiklikler izlenmiş ve sistemde meydana gelen dalgalanmalar minimize edilmiştir. Pitot tüpü ile yapılan ölçümlerde değerler sürekli olarak kontrol altında tutulmuş, en küçük değişimlerde bile sistem optimum hale gelene kadar çeşitli değişiklikler yapılmıştır. Hız değerlerinin kontrolünü sağlamak amacıyla sistemin fan kısmına dijital gösterge kurulumu yapılmıştır.



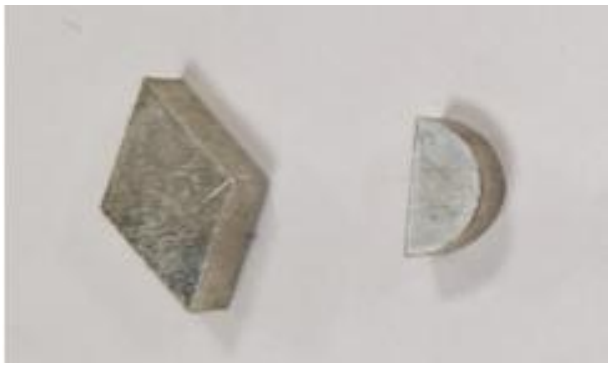
Şekil 1. Rüzgâr Tüneli Sisteminin Bir Arada Gösterimi (**(1A)** Motor, **(1B)** Dijital Gösterge, **(1C)** Tünel)

Deney Modelleri

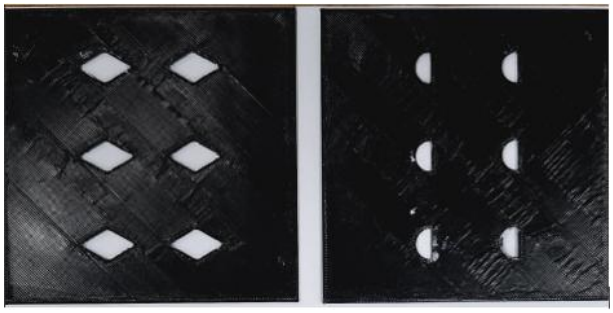
Deney düzeneğinin en önemli kısımlarında birisi girdap üreteçlerinin üretimidir. Eni ve boyu 15 mm olan çeşitli uzunluklardaki alüminyum çubuklardan CNC freze yardımı ile girdap üreteci şekilleri oluşturulmuştur. Daha sonra tel erozyon makinasına alınarak oluşturulan şekillerin çapları 5 mm, yükseklikleri 10 mm olacak şekilde kesilmiştir. Ayrıca test bölgesinde yapılan yerleşimlerde kılavuzluk sağlaması için 3D yazıcıdan şekillere uygun kalıplar üretilmiştir.



Şekil 2. Girdap Üreteçlerinin Üretimi

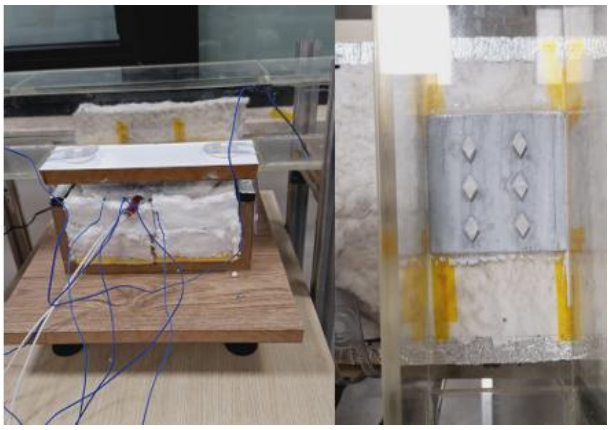


Şekil 3. Elmas ve Yarım Silindir Şekillerindeki Girdap Üreteçleri

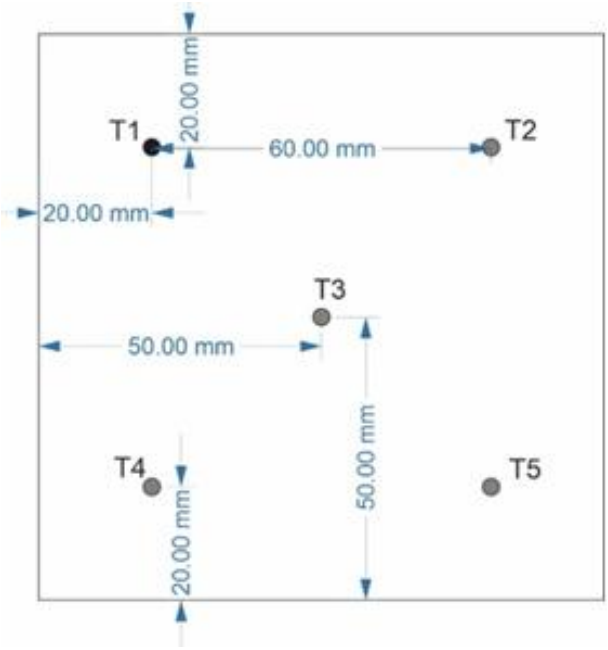


Şekil 4. Test Bölgesinde Kullanılmak Üzere PLA'dan Üretilen Kalıplar

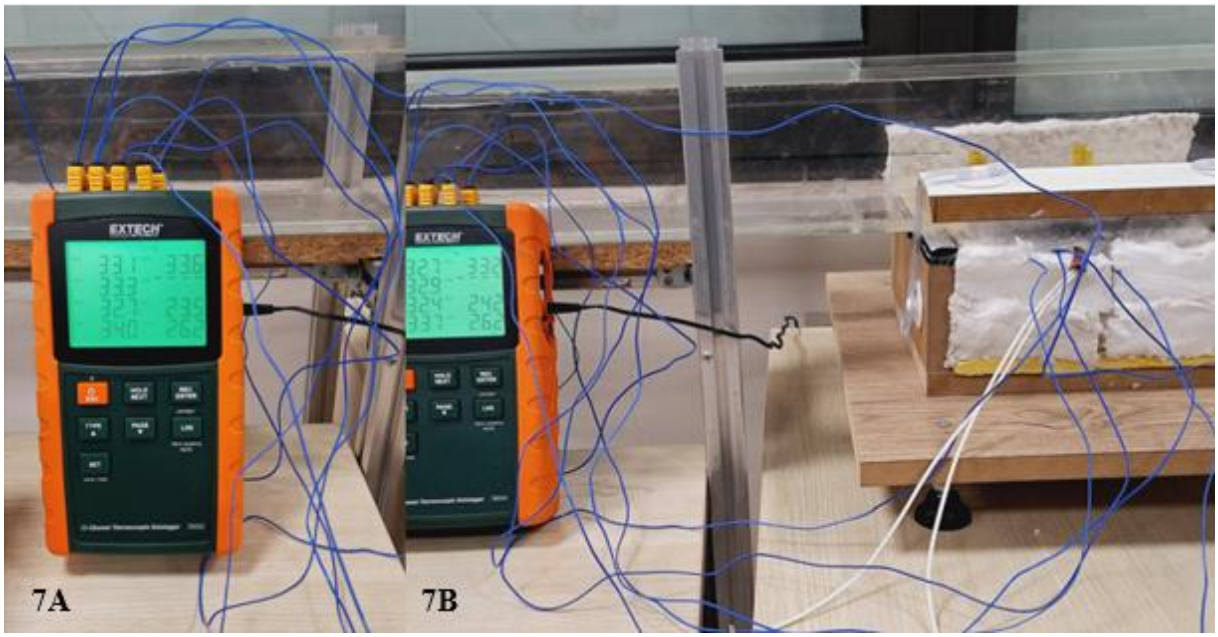
Rüzgâr tüneli sisteminin test bölgesi 10 cm × 10 cm × 10 cm boyutlarında tasarlanmıştır. Test bölgesinde ısı kaybını önlemek amacıyla, ısıtılmış plakanın çevresi tamamen taş yünü ile yalıtılmıştır. Deneylerde kullanılan ısıtıcı plaka, 10 cm × 10 cm × 0,1 cm boyutlarında olup, yüzeyine sabit bir ısı akısı uygulanmıştır. DC güç kaynağından sağlanan elektrik akımının doğruluğunu teyit etmek amacıyla çeşitli ön testler gerçekleştirilmiş ve plaka yüzeyine sürekli olarak 15 W sabit bir ısı akısı uygulanmasına özen gösterilmiştir. Sıcaklık ölçümleri, plakanın dört köşesi ve merkezi olmak üzere beş farklı noktasında gerçekleştirilmiş; bu ölçümler 12 kanallı bir termokupl datalogger sistemiyle yapılmıştır. Termokupllar, ölçüm noktalarına ısı izolasyon bantlarıyla sabitlenmiştir. Veri toplama sistemi, her 2 saniyede bir ölçüm alacak şekilde yapılandırılmıştır. Elde edilen sıcaklık verileri, her bir nokta için ortalama alınarak değerlendirilmiştir. Nusselt sayısı hesaplamalarında, her bir geometri ve boş plaka için beş farklı noktada ölçülen sıcaklıklara karşılık gelen yerel Nusselt sayıları hesaplanmış; bu değerlerin ortalaması alınarak ilgili konfigürasyona ait karakteristik Nusselt sayısı belirlenmiştir. Deney süresince ortam sıcaklığı 25 °C civarında sabit tutulmuştur. Kanal içi hava sıcaklığı ise, test bölgesinin girişine 10 cm mesafeye yerleştirilen ayrı bir termokupl yardımıyla ölçülmüş ve deney boyunca sürekli olarak izlenmiştir.



Şekil 5. Test Bölgesinin Taş Yünü ile Yalıtılmış Hali



Şekil 6. Sıcaklık Ölçüm Noktaları



Şekil 7. 12 Kanallı Datalogger **(7A)** ve Test Bölgesiyle Entegrasyonu **(7B)**

TiO2 Temelli Yüzey Yağ Görselleştirme Deneyleri

Yüzey yağ görselleştirme deneyleri; akışın art izi, girdap oluşumu ve kopmaları gibi akış karakteristiklerinin doğrudan gözlemlenebilmesine olanak tanıması bakımından kritik öneme sahiptir. Bu çalışma kapsamında, girdap üreteçlerinin serbest akış hızına maruz kalmaları sonucunda, yerleştirildikleri plaka yüzeyinde oluşturdukları art izlerine ait akış yapılarının karakterizasyonu, araştırma hipotezlerinden biri olarak belirlenmiştir.

Bu doğrultuda, literatürde Seyhan vd. (2022) ve Sudhakar vd. (2019) tarafından kullanılan yöntem temel alınarak, titanyum dioksit, oleik asit ve gazyağı sırasıyla 1:5:7 oranlarında karıştırılarak görselleştirme sıvısı hazırlanmıştır. Karışımın kıvamı ve homojenliği, görselleştirme kalitesini doğrudan etkilediğinden, bu aşamada proje ekibi tarafından titiz bir hazırlık süreci yürütülmüştür.

Yüzey yağ görselleştirme deneyleri, Reynolds sayısı Re = 40,000 ve U = 6,25 m/s koşullarında gerçekleştirilmiştir.



Şekil 8. Karışımın Test için Şekillere ve Plakaya Uygulanmış Hali

BULGULAR VE TARTIŞMALAR

Deney sisteminin kurulumu öncesinde, sistemin gereksinimleri olan ekipmanlar belirlenmiş ve bu gereksinimlerin tamamının karşılanmasıyla deney düzeneği oluşturulmuştur. Deneyler, farklı geometrik şekillerin rüzgâr tüneli içerisinde çeşitli parametreler göz önünde bulundurularak performanslarının incelenmesi amacıyla gerçekleştirilmiştir. Geometrik şekillerin karşılaştırılabilirliğini sağlamak için, öncelikle laboratuvar koşullarına en uygun ve literatürde referans alınan sonuçlara en yakın olan Reynolds sayısı belirlenmiştir.

Referans olarak seçilen boş levha üzerinde sıcaklık ölçümleri, deney sisteminin alt kısmında plakanın dört köşesi ve merkezinde olmak üzere toplam beş noktadan 12 kanallı termokupl datalogger kullanılarak yapılmıştır. Ayrıca, kanal içi sıcaklık ile ortam sıcaklığı da sürekli olarak ölçülmüş ve kontrol altında tutulmuştur. Her bir noktadan elde edilen sıcaklık değerlerinin ortalaması alınarak ilgili tablolara aktarılmıştır.

Bu beş noktanın Nusselt sayıları her bir geometri ve boş levha için hesaplanmış ve noktaların ortalaması alınarak ilgili geometrinin karakteristik Nusselt değeri belirlenmiştir.

Boş levha üzerinde, Reynolds sayıları 30,000; 35,000; 40,000; 45,000 ve 50,000 olmak üzere farklı akış hızlarında deneysel ölçümler gerçekleştirilmiştir. Her Reynolds değeri için ortalama sıcaklık ve Nusselt sayıları hesaplanarak analiz edilmiştir.

$$Nu = \frac{h \times L}{k} \quad (1)$$

$$h = \frac{Q}{A \times T} \quad (2)$$

$$T = T_{yüzey} - \left(\frac{T_{giriş} + T_{çıkış}}{2}\right) \quad (3)$$

Bu çalışmada, T sıcaklık değerini temsil ederken, A yüzey alanını göstermektedir. Konveksiyonel ısı transferini ifade eden h ise ısı aktarım katsayısı olarak kullanılmıştır. Sisteme sağlanan güç, Q sembolü ile belirtilirken, deneylerde akış ve ısı transferi karakteristiklerinin tanımlanmasında önemli olan L ise karakteristik uzunluk olarak tanımlanmıştır.

Literatürde, Nusselt sayısının hesaplanmasında farklı korelasyonlar ve denklemler kullanılmaktadır. Bu çalışmada, Şahin vd. (2019) sunduğu Nusselt sayısı hesaplama yöntemleri referans alınmıştır. Deneysel sonuçların doğruluğunu teyit etmek amacıyla elde edilen veriler, literatürde yaygın olarak kabul görmüş korelasyonlarla karşılaştırılmıştır. Elde edilen sonuçlar, Denklem (4)'te verilen Sieder-Tate korelasyonu ve Denklem (5)'te verilen Dittus-Boelter korelasyonuyla uyumlu bulunmuş ve yakın değerler elde edilmiştir.

$$Nu = 0.027 Re^{0.8} Pr^{\frac{1}{3}} \left(\frac{\mu}{\mu_s}\right)^{0.14} \quad (4)$$

$$Nu = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4} \quad (5)$$

Re=30000,35000,40000,45000,50000 değerlerinde, güç kaynağından sağlanan 15 W sabit ısı akısı ile ısıtılan boş levhanın sıcaklık değerleri ve Nusselt sayısı tablolaştırılmış ve sonuçlar aşağıda ifade edilmiştir.

Tablo 1. Reynolds : 30000 Değerinde Boş Levhada Elde Edilen Veriler

Ts_1	72,7	Nu_1	120	Nu_Tate_1	92,3	Nu_Dittus_1	78,1
Ts_2	73,1	Nu_2	119	Nu_Tate_2	92,3	Nu_Dittus_2	78,1
Ts_3	72,5	Nu_3	120,5	Nu_Tate_3	92,3	Nu_Dittus_3	78,1
Ts_4	72,7	Nu_4	120	Nu_Tate_4	92,3	Nu_Dittus_4	78,1
Ts_5	74,1	Nu_5	116,6	Nu_Tate_5	92,2	Nu_Dittus_5	78,1
T	22,8	Nu	119,2	Nu_Tate	92,3	Nu_Dittus	78,1
T_{out}	26,7						

Tablo 2. Reynolds: 35000 Değerinde Boş Levhada Elde Edilen Veriler

Ts_1	68,7	Nu_1	129,6	Nu_Tate_1	102,6	Nu_Dittus_1	86,7
Ts_2	69,1	Nu_2	128,4	Nu_Tate_2	102,6	Nu_Dittus_2	86,7
Ts_3	68,4	Nu_3	130,5	Nu_Tate_3	102,6	Nu_Dittus_3	86,7
Ts_4	68,6	Nu_4	129,9	Nu_Tate_4	102,6	Nu_Dittus_4	86,7
Ts_5	70	Nu_5	125,9	Nu_Tate_5	102,5	Nu_Dittus_5	86,7
T	22,7	Nu	128,9	Nu_Tate	102,6	Nu_Dittus	86,7
T_{out}	25,9						

Tablo 3. Reynolds: 40000 Değerinde Boş Levhada Elde Edilen Veriler

Ts_1	67,3	Nu_1	135,9	Nu_Tate_1	114,1	Nu_Dittus_1	96,4
Ts_2	67,6	Nu_2	134,9	Nu_Tate_2	114,1	Nu_Dittus_2	96,4
Ts_3	66,9	Nu_3	137,2	Nu_Tate_3	114,1	Nu_Dittus_3	96,4
Ts_4	67,1	Nu_4	136,5	Nu_Tate_4	114,1	Nu_Dittus_4	96,4
Ts_5	68,5	Nu_5	132,1	Nu_Tate_5	114,1	Nu_Dittus_5	96,4
T	23,5	Nu	135,3	Nu_Tate	114,1	Nu_Dittus	96,4
T_{out}	26,6						

Tablo 4. Reynolds: 45000 Değerinde Boş Levhada Elde Edilen Veriler

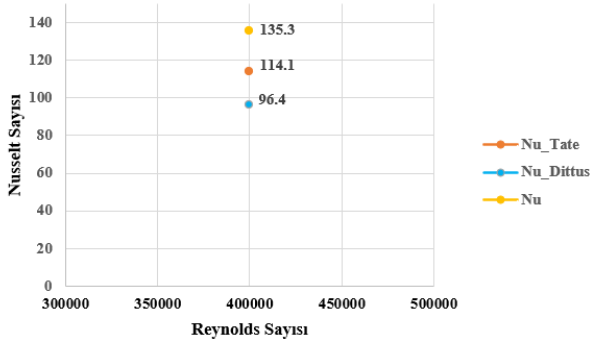
Ts_1	62,8	Nu_1	146,5	Nu_Tate_1	126,3	Nu_Dittus_1	106,6
Ts_2	63,1	Nu_2	145,4	Nu_Tate_2	126,2	Nu_Dittus_2	106,6
Ts_3	62,4	Nu_3	148	Nu_Tate_3	126,3	Nu_Dittus_3	106,6
Ts_4	62,5	Nu_4	147,6	Nu_Tate_4	126,3	Nu_Dittus_4	106,6
Ts_5	64	Nu_5	142,2	Nu_Tate_5	126,2	Nu_Dittus_5	106,6
T	22,1	Nu	145,9	Nu_Tate	126,3	Nu_Dittus	106,6
T_{out}	24,8						

Tablo 5. Reynolds: 50000 Değerinde Boş Levhada Elde Edilen Veriler

Ts_1	60,5	Nu_1	158,9	Nu_Tate_1	135,3	Nu_Dittus_1	114,1
Ts_2	60,9	Nu_2	157,2	Nu_Tate_2	135,3	Nu_Dittus_2	114,1
Ts_3	60,1	Nu_3	160,7	Nu_Tate_3	135,3	Nu_Dittus_3	114,1
Ts_4	60,4	Nu_4	159,3	Nu_Tate_4	135,3	Nu_Dittus_4	114,1
Ts_5	61,8	Nu_5	153,4	Nu_Tate_5	135,3	Nu_Dittus_5	114,1
T	23,3	Nu	157,9	Nu_Tate	135,3	Nu_Dittus	114,1
T_{out}	25,4						

Elde edilen veriler tablo haline getirildikten sonra sonuçlar karşılaştırılmıştır. Sahip olunan rüzgâr tünelinin kapasitesi göz önünde bulundurulduğunda, Re = 45,000 ve Re = 50,000 değerlerinde artan akış hızının kararlılığı azalttığı ve hava girişinden sonra beklenen stabil hareketin sürdürülemediği tespit edilmiştir. Bu durum, literatürde yer alan benzer çalışmalarla da uyumlu bulunmuştur. Yapılan analizler sonucunda, deneyler süresince kullanılacak optimum Reynolds sayısının 40,000 olarak belirlenmesine karar verilmiştir. Bu değerin sistemde en uygun performansı sağladığı sonucuna varılmıştır.

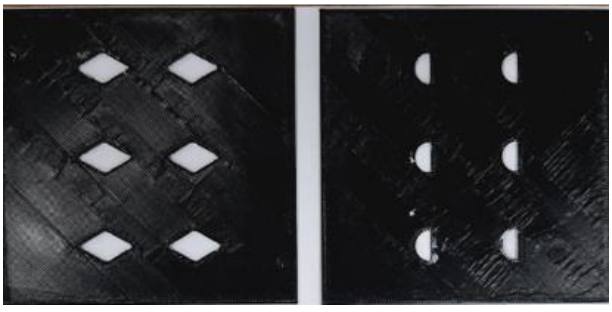
Nusselt sayısı hesaplamaları, Denklem (1) ile doğrudan deneysel verilerden, Sieder-Tate korelasyonu (Denklem 4) ve Dittus-Boelter korelasyonu (Denklem 5) kullanılarak gerçekleştirilmiştir. 6,25 m/s hızda ve 40,000 Reynolds değerinde, boş levha için bulunan Nusselt sayısı değerleri sırasıyla Nu = 135,3, Nu_Tate = 114,1 ve Nu_Dittus = 96,4 olmuştur. Belirlenen bu Reynolds sayısı ile sonraki aşamalarda farklı geometrik şekiller eklenerek deneyler yapılmış ve elde edilen sonuçlar boş levha referans değerleriyle karşılaştırılmıştır.



Şekil 9. 3 Farklı Denklem ile Hesaplanan Nusselt Sayıları (U = 6,25 m/s)

Isıtılmış Plaka Üzerine Yerleştirilmiş Farklı Geometrik Modellerin Sisteme Etkisi

Güç kaynağından sağlanan 15 Watt'lık sabit güç ile ısıtılan 10 × 10 cm boyutlarındaki düz plaka üzerine; elmas, yarım silindir, tam silindir, üçgen ve altıgen olmak üzere beş farklı geometrik yapı yerleştirilmiştir. Bu geometriler, 3 boyutlu yazıcı kullanılarak PLA malzemeden üretilmiş ve her bir modelin boyutlarıyla tam uyumlu olacak şekilde tasarlanmış kalıplar aracılığıyla plaka üzerine doğru konumlandırılmıştır. Bu sayede modellerin deney sırasında hareket etmesi veya temas kaybı yaşanması engellenmiş ve ölçüm güvenilirliği artırılmıştır. Önceden belirlenen deney koşullarında (Re = 40000 ; U = 6,25 m/s) deneyler gerçekleştirilmiş ve sonuçlar kıyaslanmıştır.



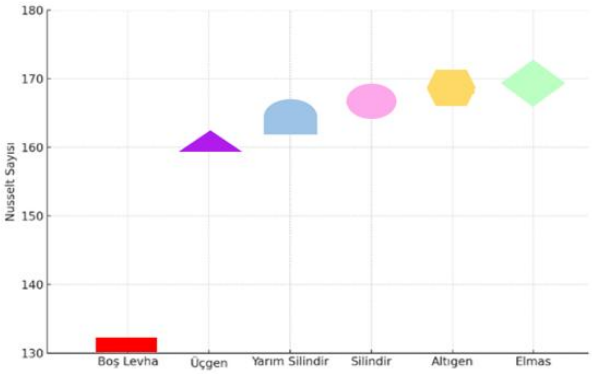
Şekil 10. Geometrik Şekilleri İçeren PLA Kalıplar

Her bir geometrik model sabit 25°C oda sıcaklığında PLA kalıp kullanılarak plaka üzerine termal macun yardımı ile sabitlenmiştir. Bununla birlikte EES uygulamasına girilen veriler ve formülasyonlar ile her bir geometride 3 farklı Nusselt değeri daha pratik bir yöntemle hata payı en aza indirgenerek hesaplanmıştır.

Tablo 6. Tüm Geometrilerin Farklı Denklemlerle Elde Edilmiş Nusselt Sayısı ve Sıcaklık Değerleri

Geometrik Şekiller	Ortalama Nusselt Sayısı	Ortalama Sıcaklık (˚C)
Boş levha	135.3	67.5
Silindir	170.2	56.2
Altıgen	172.7	56.1
Üçgen	164.9	56.2
Yarım Silindir (Akış Yönüne Paralel)	167.7	56.4
Yarım Silindir (Akış Yönüne (180˚) Ters Paralel)	194.3	54.9
Elmas (Akışa Yönüne Paralel)	173.4	55.7
Elmas (Akış Yönüne Dik (90˚)	196.5	54.3

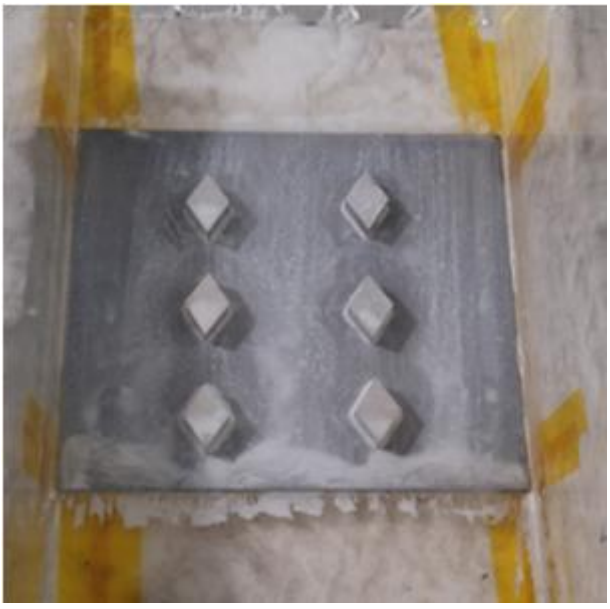
Elde edilen verilere göre, en yüksek Nusselt sayısı ve en düşük sıcaklık elmas geometride gözlendiğinden en etkili girdap üreteci pim-fin geometrisinin Re=40000 ve 25◦C oda sıcaklığında 6,25 m/s akış hızı etkisinde elmas (diamond) olduğu anlaşılmaktadır. Elmas ve yarım silindir geometrilerinin farklı hücum açıları ile 6'lı konfigürasyonu da deneyler arasında yer almıştır. Isıtılmış boş levhaya kıyasla, deneyleri gerçekleştirilmiş herhangi bir geometride girdap üreteçlerinin bulunduğu levha %26 ile %30 arasında soğutma performansı göstermiştir.



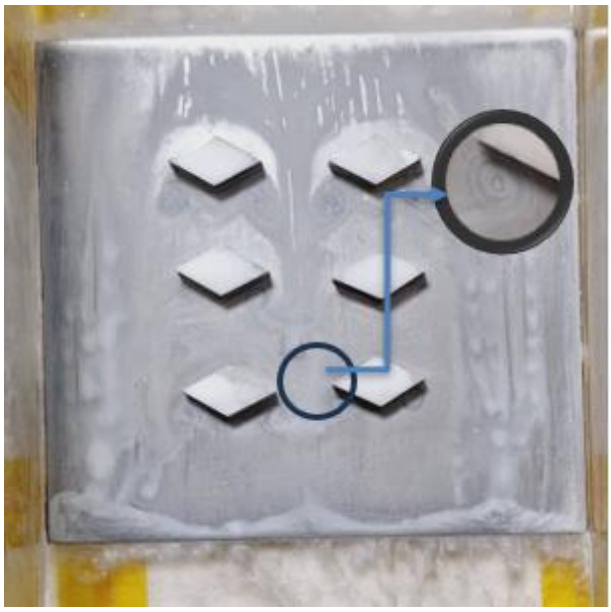
Şekil 11. Farklı Girdap Üreteci Şekillerinin Nusselt Sayısı Dağılımı

TiO2 Temelli Yüzey Yağ Görselleştirme Deney Sonuçları

Rüzgâr tüneli içerisinde akışa maruz bırakılarak girdap üreteci olarak kullanılan bu geometrilerin, deneylerin tamamlanmasının ardından TiO2 temelli yüzey yağ görselleştirme deneyleri yapılmıştır. Karışımın plaka üzerine hassasiyet ile sürülmesinin ardından, 40000 Reynolds değerinde, 6,25 m/s hızda akışın ayrılma bölgesi, wake oluşumu, girdap üretimi gibi gerçekleşmesi beklenen değişiklikler yüzey üzerinde açıkça görselleştirilmiştir.



Şekil 12. Elmas Geometrisinde (Akış Yönüne Paralel) TiO_2 Yüzey Görselleştirme Deneyleri



Şekil 13. Elmas Geometrisinde (Akış Yönüne Dik) TiO_2 Yüzey Görselleştirme Deneyleri



Şekil 14. Yarım Silindir Geometrisinde (Akış Yönüne Paralel) TiO2 Yüzey Görselleştirme Deneyleri



Şekil 15. Yarım Silindir Geometrisinde (Akış Yönüne Dik) TiO2 Yüzey Görselleştirme Deneyleri

SONUÇLAR

Bu çalışmada, farklı geometrilere sahip girdap üreteçleri, ısı transferi üzerindeki girdap etkilerini test etmek amacıyla dikdörtgen bir kanal içerisinde yer alan ısıtılmış bir plaka üzerine yerleştirilmiştir. Sonuçların doğruluğunu artırmak ve optimizasyon sağlamak için test bölgesi ısıl olarak yalıtılmış, kontrol hacmi değiştirilerek ortam sıcaklığı sabit tutulmuş ve hız doğruluğu analog sistemden dijital gösterim sistemine geçilerek maksimize edilmiştir. Test bölgesine yerleştirilen elmas, yarım silindir, silindir, üçgen ve altıgen geometriler; dikdörtgen kanal içinde çeşitli parametrelerin etkisi altında test edilmiştir. Bu parametreler arasında Reynolds sayısı, ortam sıcaklığı, akış hızı, güç büyüklüğü, 5 farklı geometrik şekil ve yarım silindir ile elmas geometrilerinin farklı geliş açılarıyla konumlandırılması yer almaktadır.

Bu çalışmanın en önemli bulguları aşağıda özetlenmiştir:

1- Reynolds Sayısı, ısı transferi açısından en önemli parametrelerden biri olup, akış hızıyla doğrudan ilişkili olduğundan sonuçlara önemli ölçüde katkı sağlamaktadır. Deneyler için belirlenen optimum Reynolds Sayısı 40000, karşılık gelen akış hızı ise 6,25 m/s'dir.

2- Nusselt sayısı, konvektif ısı transfer katsayısının iletim (kondüksiyon) ısı transfer katsayısına oranını

ifade eden boyutsuz bir sayıdır. Deneysel sonuçlar değerlendirildiğinde, Nusselt sayısındaki değişim soğutma performansının yorumlanmasında önemli bir parametre olarak öne çıkmaktadır.

3- Sonuçların yorumlanması, girdap üreteçlerine sahip geometrilerin, düz levhaya kıyasla %26 ile %30 arasında soğutma performansı artışı sağladığını göstermektedir. En iyi soğutma performansının ise, elmas geometrisinin hava akışına 90° ters konfigürasyonda yerleştirildiği durumda elde edildiği sonucuna varılmıştır.

4- TiO_2 bazlı yüzey yağ görselleştirme sonuçları, geometrik şekillerin oluşturduğu girdapların ve akış ayrılma bölgelerinin belirgin etkilerini ortaya koymuştur.

TEŞEKKÜR

Bu çalışma, 1919B012303904 başvuru numarasıyla Türkiye Bilimsel ve Teknolojik Araştırma Kurumu (TÜBİTAK) tarafından 2209-A Üniversite Öğrencileri Araştırma Projeleri Destekleme Programı kapsamında desteklenmiştir.

KAYNAKLAR

Agrawal, S., Simon, T. W., North, M., Bissell, D., & Cui, T. (2015). Heat transfer augmentation of a channel flow by active agitation and surface mounted cylindrical pin fins. *International Journal of Heat and Mass Transfer, 87*, 557–567.

Awais, M., & Bhuiyan, A. A. (2018). Heat transfer enhancement using different types of vortex generators (VGs): A review on experimental and numerical activities. *Thermal Science and Engineering Progress, 5*, 524–545.

Chamoli, S. (2015). A Taguchi approach for optimization of flow and geometrical parameters in a rectangular channel roughened with V down perforated baffles. *Case Studies in Thermal Engineering, 5*, 59–69.

Çengel, Y. A., & Ghajar, A. J. (2015). *Heat and Mass Transfer: Fundamentals and Applications* (5th ed.). McGraw-Hill.

Dittus, F. W., & Boelter, L. M. K. (1930). Heat transfer in automobile radiators of the tubular type. *University of California Publications on Engineering, 2*(13), 443–461.

Eibeck, P. A., & Eaton, J. K. (1987). Heat transfer effects of a longitudinal vortex embedded in a turbulent boundary layer. *Journal of Heat Transfer Transactions ASME, 109*, 16–24.

Eren, M., & Caliskan, S. (2016). Effect of grooved pin-fins in a rectangular channel on heat transfer augmentation and friction factor using Taguchi method. *International Journal of Heat and Mass Transfer, 102*, 1108–1122.

Hussain, S., Liu, J., Wang, L., & Sundén, B. (2019). Suppression of endwall heat transfer in the junction region with a symmetric airfoil by a vortex generator pair. *International Journal of Thermal Sciences, 136*, 135–147.

Incropera, F. P., & DeWitt, D. P. (2007). *Fundamentals of Heat and Mass Transfer* (6th ed.). Wiley.

Joardar, A., & Jacobi, A. (2008). Heat transfer enhancement by winglet-type vortex generator arrays in compact plain-fin-and-tube heat exchangers. *International Journal of Refrigeration, 31*(1), 87–97.

Khoshvaght-Aliabadi, M., Sartipzadeh, O., & Alizadeh, A. (2015). An experimental study on vortex generator insert with different arrangements of delta-winglets. *Energy, 82*, 629–639.

Kwak, K., Torii, K., & Nishino, K. (2002). Heat transfer and flow characteristics of fin-tube bundles with and without winglet-type vortex generators. *Experiments in Fluids, 33*(5), 696–702.

Kwak, K. M., Torii, K., & Nishino, K. (2003). Heat transfer and pressure loss penalty for the number of tube rows of staggered finned-tube bundles with a single transverse row of winglets. *International Journal of Heat and Mass Transfer, 46*, 175–180.

Kwak, K. M., Torii, K., & Nishino, K. (2005). Simultaneous heat transfer enhancement and pressure loss reduction for finned-tube bundles with the first or two transverse rows of built-in winglets. *Experimental Thermal and Fluid Science, 29*(5), 625–632.

Lei, Y. G., He, Y. L., Tian, L. T., Chu, P., & Tao, W. Q. (2010). Hydrodynamics and heat transfer characteristics of a novel heat exchanger with delta–winglet vortex generators. *Chemical Engineering Science, 65*, 1551–1562.

Min, C., Qi, C., Kong, X., & Dong, J. (2010). Experimental study of rectangular channel with modified rectangular longitudinal vortex generators. *International Journal of Heat and Mass Transfer, 53*, 3023–3029.

Promvonge, P., Khanoknaiyakarn, C., Kwankaomeng, S., & Thianpong, C. (2011). Thermal behavior in solar air heater channel fitted with combined rib and delta-winglet. *International Communications in Heat and Mass Transfer, 38*, 749–756.

Rao, Y., Wan, C., Xu, Y., & Zang, S. (2011). Spatially resolved heat transfer characteristics in channels with pin fin and pin fin-dimple arrays. *International Journal of Thermal Sciences, 50*, 2277–2289.

Sahin, B., Ates, I., Manay, E., Bayrakceken, A., & Celik, C. (2019). Optimization of design parameters for heat transfer and friction factor in a heat sink with hollow trapezoidal baffles. *Applied Thermal Engineering, 154*, 76–86.

Seyhan, M., Akbıyık, H., Sarıoğlu, M., & Keçecioğlu, S. C. (2022). The effect of leading-edge tubercle on a tapered swept-back SD7032 airfoil at a low Reynolds number. *Ocean Engineering, 266*, 112794.

Sieder, E. N., & Tate, G. E. (1936). Heat transfer and pressure drop of liquids in tubes. *Industrial & Engineering Chemistry, 28*(12), 1429–1435.

Song, K., Xi, Z., Su, M., Wang, L., Wu, X., & Wang, L. (2017). Effect of geometric size of curved delta winglet vortex generators and tube pitch on heat transfer characteristics of fin-tube heat exchanger. *Experimental Thermal and Fluid Science, 82*, 8–18.

Song, K., Tagawa, T., Chen, Z., & Zhang, Q. (2019). Heat transfer characteristics of concave and convex curved vortex generators in the channel of plate heat exchanger under laminar flow. *International Journal of Thermal Sciences, 137*, 215–228.

Sudhakar, S., Karthikeyan, N., & Suriyanarayanan, P. (2019). Experimental studies on the effect of leading-edge tubercles on laminar separation bubble. *AIAA Journal, 57*, 5197–5207.

Tang, L. H., Zeng, M., & Wang, Q. W. (2009). Experimental and numerical investigation on airside performance of fin-and-tube heat exchangers with various fin patterns. *Experimental Thermal and Fluid Science, 33*, 818–827.

Wei, Z., Lian, L., & Zhong, Y. (2018). Enhancing the hydrodynamic performance of a tapered swept-back wing through leading-edge tubercles. *Experiments in Fluids, 59*, 10.

Wu, J. M., & Tao, W. Q. (2008). Numerical study on laminar convection heat transfer in a channel with longitudinal vortex generator. Part B: Parametric study of major influence factors. *International Journal of Heat and Mass Transfer, 51*, 3683–3692.

Wu, J. M., & Tao, W. Q. (2012). Effect of longitudinal vortex generator on heat transfer in rectangular channels. *Applied Thermal Engineering, 37*, 67–72.

Zdanski, P. S. B., Pauli, D., & Dauner, F. A. L. (2015). Effects of delta winglet vortex generators on flow of air over in-line tube bank: A new empirical correlation for heat transfer prediction. *International Communications in Heat and Mass Transfer, 67*, 89–96.

Zeng, M., Tang, L. H., Lin, M., & Wang, Q. W. (2010). Optimization of heat exchangers with vortex generator fin by Taguchi method. *Applied Thermal Engineering, 30*, 1775–1783.

Zhou, G., & Ye, Q. (2012). Experimental investigations of thermal and flow characteristics of curved trapezoidal winglet type vortex generators. *Applied Thermal Engineering, 37*, 241–248.

YANIT YÜZEYİ OPTİMİZASYONU İLE EGZOZ GAZI SICAKLIĞININ DÜŞÜRÜLMESİ İÇİN MERKEZ AKIŞLI JET POMPASININ HAD TABANLI ANALİZİ

Berat YEŞİL[1], Furkan KODAKOĞLU[1], Leyla YEŞİL[2], Hasan KARABAY[3]
[1] Baykar Teknoloji, 34488 Esenyurt, İstanbul, bbberatyesil@gmail.com, kodakoglufurkan@gmail.com
[2] Makine Mühendisliği, Türk-Alman Üniversitesi, Merkez, Şahinkaya Caddesi No:106, 34820 Beykoz/İstanbul, e230505064@stud.tau.edu.tr,
[3] Makina Mühendisliği, Kocaeli Üniversitesi, Kabaoğlu, Baki Komsuoğlu Bulvarı No:515, Umuttepe, 41001 İzmit, Kocaeli, hasankarabay@gmail.com

Özet: Savunma sanayisinde kullanılan askeri araçlarda egzozdan çıkan sıcak gazların yarattığı kızılötesi iz, termal görüntüleme sistemlerine yakalanma riskini artırmakta, bu da araçları ısı güdümlü füze ve roket sistemlerine karşı savunmasız bırakmaktadır. Bu çalışmada, hava savunma sistemlerinin taşınması, konuşlandırılması ve mobilizasyonundan sorumlu olan büyük ölçekli askeri tırların termal izlerini azaltmaya yönelik yenilikçi bir soğutma yaklaşımı geliştirilmiştir. Egzoz sistemine entegre edilen merkez akışlı jet pompası ile pasif bir soğutma yöntemi uygulanmıştır. Bu sistemde egzoz çıkışıyla birlikte oluşturulan bir venturi etkisi sayesinde atmosferden çevre havası emilerek sıcak egzoz gazları ile karıştırılmakta, böylece gazların sıcaklığı düşürülmektedir. Tasarımın etkinliğini değerlendirmek ve optimize etmek amacıyla Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) tabanlı parametrik analizler Yanıt Yüzeyi Optimizasyonu (Responce Surface Optimization - RSO) yöntemi kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Emme nozülü çapı, emme nozülü açısı, sürükleme nozülü çapı, sürükleme nozülü açısı, difüzör çapı, difüzör açısı, karıştırma borusu çapı, emme nozülü-sürükleme nozülü açıklığı ve emme nozülü giriş uzunluğu gibi kritik parametrelerin varyasyonunda, performans çıktıları olan sıcaklık düşüşü, basınç kaybı ve hava emiş debisi gibi kriterler üzerinden optimizasyon gerçekleştirilmiştir. Bu sayede, egzoz gazı sıcaklığını 385 °C'nin altına düşürmek hedefiyle maksimum soğuk hava emişi ile minimum basınç kaybı sağlayan ideal tasarım noktası elde edilmiştir. Optimizasyon sonucuna göre T-Outlet %26,3 azaltılarak 270°C'ye indirilirken, m-MAJP %178'lik artış ile 0,412 kg/s'ye çıkarılmıştır. dP-Sistem ise %28,9 azaltılarak 15,5 kPa'a çekilmiştir. Böylece motor verimi düşmeden egzoz gazının soğutulabilmesi için gereken optimum tasarım ortaya konmuştur. Çalışmanın sonuçları hem termal iz azaltımı hem de egzoz gazlarının çevresel etkilerinin azaltılması açısından yenilikçi bir yaklaşım sunmaktadır.
Anahtar Kelimler: Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği, Parametrik Optimizasyon, Venturi Etkisi, Egzoz Gazı Soğutma

CFD-BASED ANALYSIS OF CENTRAL FLOW JET PUMP FOR EXHAUST GAS TEMPERATURE REDUCTION USING RESPONSE SURFACE OPTIMIZATION

Abstract: In military vehicles used in the defense industry, the infrared signature created by hot gases emitted from the exhaust increases the risk of detection by thermal imaging systems, thus leaving the vehicles vulnerable to heat-seeking missile and rocket systems. In this study, an innovative cooling approach has been developed to reduce the thermal signatures of a large-scale military truck responsible for the transport, deployment, and mobilization of air defense systems. A passive cooling method was applied using a circular jet pump integrated into the exhaust system. In this system, a venturi effect created alongside the exhaust outlet draws in ambient air from the atmosphere, mixing it with the hot exhaust gases, thereby reducing the temperature of the gases. To evaluate and optimize the effectiveness of the design, a Computational Fluid Dynamics (CFD)-based parametric analysis was conducted using the Response Surface Optimization (RSO) method. Optimization was performed on variations of critical design parameters such as the intake channel angle, throat diameter, and exit cone angle, with respect to performance outputs like temperature reduction, pressure loss, and air intake flow rate. An ideal design point was achieved that provides maximum cold air intake with minimal pressure loss, with the aim of reducing the exhaust gas temperature below 385°C. Additionally, to enhance the mixing efficiency of hot and cold gases, a mixer blade design placed in the mixing region was also analyzed. This blade structure ensured homogenization in the temperature field, prevented the formation of local hot spots, and further reduced the infrared signature of the exhaust. The results of the study offer an innovative approach in terms of both thermal signature reduction and minimizing the environmental impact of exhaust gases.
Keywords: Computational Fluid Dynamics, Parametric Optimization, Venturi Effect, Exhaust Gas Cooling

1. GİRİŞ

Askeri araçların kızılötesi (IR) izi, düşman gözetleme ve hedefleme sistemleri tarafından tespit edilebilirliklerinde hayati bir rol oynamaktadır. Bir aracın termal profiline en büyük katkı sağlayan unsurların başında, çalışma sırasında yayılan sıcak egzoz gazları gelir. Bu yüksek sıcaklıktaki gaz bulutları, termal görüntüleme cihazları ve ısı güdümlü füze sistemleri tarafından kolayca tespit edilebilir ve özellikle hava savunma intikali ve konuşlanması gibi yüksek öneme sahip operasyonlara katılan askerî platformların hayatta kalma olasılığı açısından ciddi bir tehdit oluşturur.

Bu zafiyeti azaltmak amacıyla, egzoz gazı sıcaklıklarının düşürülmesi IR iz bastırma sistemlerinin geliştirilmesinde stratejik bir odak noktası hâline gelmiştir. Aktif soğutma sistemleri etkili ısıl kontrol sağlasa da genellikle karmaşıklık, ağırlık, güç tüketimi ve bakım gereksinimi açısından önemli dezavantajlar getirir. Buna karşılık, harici enerji girişine ihtiyaç duymayan geometrik ve aerodinamik tasarımlara dayanan pasif soğutma teknikleri, muharebe sahası uygulamaları için daha sağlam ve sürdürülebilir bir çözüm sunar.

Umut vadeden pasif yaklaşımlardan biri, egzoz sistemlerine merkezi akışlı jet pompalarının entegrasyonudur. Bu cihazlar, yüksek hızlı egzoz akışının çevresel hava girişine neden olduğu Venturi etkisini kullanır. Bu sayede, daha soğuk dış hava ile sıcak egzoz gazlarının karışması sağlanır. Bu hava giriş etkisi, çıkıştaki egzoz sıcaklığını azaltır ve tekil, yüksek sıcaklıklı bir duman izinin oluşumunu bozar. Önceki çalışmalar, ejektör tipi karıştırıcılar ve difüzör destekli tasarımların hem kara araçlarında hem de hava araçlarında termal izleri bastırmada uygulanabilirliğini ortaya koymuştur (Singh vd, 2018) (Namet Allah ve Birk, 2015).

Bu karışım, egzoz geometrisinin değiştirilmesi veya türbülans ve hava girişini teşvik eden özel cihazların eklenmesiyle daha da artırılabilir. Örneğin, Sully vd. (1996), ikincil hava akımını içeri çekmek için ejektör mekanizması kullanan Film Soğutmalı Egzoz Borusu (FCT) konseptini tanıtmıştır. FCT'nin uygulanmasıyla, IR emisyonlarında önemli bir azalma sağlanmış; yandan IR izi yaklaşık %30, arkadan bakıldığında ise yaklaşık %40 oranında düşmüştür.

Deneysel araştırmalar, egzoz çıkış geometrisinin IR bastırmadaki rolünü daha da vurgulamıştır. Dix vd. (2005), 25°, 35°, 45° ve 60° açılarla şekillendirilmiş çeşitli simetrik olmayan ağız geometrilerini incelemiş ve 60°'lik bir çentik açısının, 4,3 µm dalga boyu bandında IR yoğunluğunu, en sıcak egzoz bölgesinin %33'ünü ortadan kaldırarak önemli ölçüde azalttığını gözlemlemiştir.

Loblu karıştırıcı-ejektör tasarımları da nozülden çıktıktan sonra egzoz gazlarının çevre havası ile karışımını hızlandırarak etkili bir yöntem sunar. Zhang vd. (1997), loblu nozullar kullanılarak toplam IR radyasyonunun anlamlı derecede azaltıldığını göstermiştir. Knowles ve Saddington (2006), loblu geometrilerin çevre ile karışım oranlarını dairesel nozullara kıyasla %200'e kadar artırdığını, bunun da esasen artan çevre uzunluğundan kaynaklandığını belirtmiştir.

Shan ve Zhang (2009) tarafından yapılan diğer çalışmalar, turbofan motorlarda kullanılan çok loblu zorlamalı karıştırıcıların karışım verimliliğini, standart karıştırıcılara kıyasla %65 oranında artırdığını göstermiştir. Bypass oranı (BPR) arttıkça karışım daha da iyileşmekte ve IR emisyonları daha fazla azaltılmaktadır; BPR'nin 1 olduğu durumda, IR izi bastırmada yaklaşık %40'a varan azalma sağlanmıştır. Ayrıca, yüksek BPR motorları yapıları gereği daha kısa egzoz izleri üretmekte, bu da IR tespit edilebilirliğini daha da azaltmaktadır.

Decher (1981), nozulun en-boy oranının artırılmasının, gazın düşük optik kalınlığa sahip olduğu spektral bölgelerdeki emisyonları azalttığını ve bu şekilde IR izi bastırmaya katkı sağladığını belirtmiştir. Feng vd. (2013), dikdörtgen bir nozulu ejektörlü ve ejektörsüz olarak CFD ve dar bantlı radyatif transfer yöntemleriyle simüle etmiş ve ejektör uygulandığında IR emisyonunda yaklaşık %80 azalma gözlemlemiştir. Chen vd. (2011), 3–5 µm dalga boyu bandında bir turbofan ejektör nozulu CFD ve ters Monte Carlo yöntemiyle modellemiş ve çekirdek bölgedeki sıcaklıkta 20 K düşüş ile yandan IR yoğunluğunda %45 azalma göstermiştir. Kantas (2018), egzoz gazı çevreye salınmadan önce soğutulmasına yönelik yeni bir sistem tasarlamış ve sıcaklık düşüş parametresini jet pompası performans değerlendirmesine dâhil etmiştir. Liu vd. (2024), merkezi akışlı jet pompası üzerine çok fazlı akış analizi gerçekleştirmiş ve akıştaki partikül yoğunluğunun artmasının jet pompası verimini %28,7'den %21,7'ye düşürdüğünü belirtmiştir. Literatürde yüksek bypass oranının merkezi akışlı jet pompası ile benzer bir etki yarattığı vurgulanmıştır. Egzoz gazı, yüksek bypass oranı ile soğutularak IR izi azaltılabilir (Rao ve Mahulikar, 2002). Ayrıca, vortex (girdap) üreteçleri kullanılarak egzoz izinin çevre havası ile karışımı kolaylaştırılabilir (Rogers ve Parekh, 1994). Maksimum merkezi akışlı jet pompası verimi için Long vd. (2012), 15 derece emiş açısı, boğaz çapının 2,45 katı boğaz açısı ve 4 derece difüzör açısı içeren optimum yapısal kombinasyonu elde etmiştir.

Bu temele dayanarak, mevcut çalışma, büyük ölçekli bir askerî kamyonun egzoz hattına entegre edilen bir halkasal jet pompasının sayısal akışkanlar dinamiği (CFD) tabanlı parametrik analizini ve optimizasyonunu sunmaktadır. Amaç, ek bir mekanik karmaşıklık oluşturmadan egzoz gazı sıcaklıklarını kritik IR tespit eşiklerinin altına indirmektir. Ayrıca çalışma, egzoz hattının aşağı akış bölgesinde gaz karışımını artırmak ve yerel sıcak noktaların oluşumunu önlemek amacıyla dâhili bir karıştırıcı kanat yapısını da sisteme entegre etmektedir.

2. MATEMATİKSEL MODEL

Bu çalışmada, boru içerisindeki havanın ısıl ve akışkan dinamiği, tek fazlı, sıkıştırılabilir ve zamandan bağımsız akış koşulları altında incelenmiştir. Kütlenin korunumu, momentumun korunumu (Navier-Stokes) ve enerjinin korunumu denklemleri sırasıyla denklem (1), (2) ve (5) ile ifade edilmiştir. Akışın girişteki hızı sıkıştırılamaz (incompressible) kabul edilmesine rağmen, boru içerisindeki venturi bölgesinde hızlar sıkıştırılabilir akış rejimine ulaştığı için hava yoğunluğu denklem (4) ile verilen ideal gaz yasasına göre modellenmiştir. Yüksek sıcaklık farkları nedeniyle viskozite büyük ölçüde değişmektedir. Bu nedenle viskozite, Sutherland denklemi (3) ile sıcaklık bağımlı hale getirilmiştir.

Akışkanın sayısal analizinde, düşük hesaplama maliyetine sahip ve en yaygın türbülans modelleme yöntemi olan RANS (Reynolds Averaged Navier-Stokes) yöntemi kullanılmıştır. RANS yönteminin türbülans modelleri arasında yüksek hızlarda yaygın olarak kullanılan kw-SST türbülans modeli tercih edilmiştir. Bu sayede viskoz sınır tabaka, kayıplar ve viskoz ısıtma etkisi daha iyi modellenmiştir. (6) (7)

Optimizasyon çalışması için Central Composite Design (CCD) ile yanıt yüzey modeli denklem (8)'deki gibi oluşturulmuştur. Birleştirilmiş hedef fonksiyonu denklem (9) belirtilmiştir. Burada: F_agg: Birleştirilmiş hedef fonksiyon, $f_i(x)$: i'nci amaç fonksiyonu, w_i: i'nci fonksiyonun ağırlığı ($\sum w_i = 1$).

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{u}) = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial (\rho \vec{u})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{u}\vec{u}) = -\nabla p + \nabla \cdot \tau + \rho \vec{g} \quad (2)$$

$$\mu(T) = \mu_0 \left(\frac{T}{T_0}\right)^{\frac{3}{2}} \frac{T_0 + S}{T + S} \quad (3)$$

$$\rho = \frac{p}{(R\,T)} \quad (4)$$

$$\frac{\partial (\rho\, E)}{\partial t} + \nabla \cdot \big(u\,(\rho\, E + p)\big) = \nabla \cdot (k\, \nabla T) + \Phi \quad (5)$$

$$\frac{\partial (\rho\, k)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho\, u\, k) = P_k - \beta * \rho\, k\, \omega + \nabla \cdot [(\mu + \sigma_k\, \mu_t) \nabla k] \quad (6)$$

$$\frac{\partial (\rho\, \omega)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho\, u\, \omega) = \alpha \left(\frac{\omega}{k}\right) P_k - \beta\, \rho\, \omega^2 + \nabla \cdot [(\mu + \sigma \omega\, \mu_t) \nabla \omega] \quad (7)$$

$$y = \beta^0 + \sum \beta_i\, x_i + \sum \beta_{ii}\, {x_i}^2 + \sum \sum \beta_{ij}\, x_i\, x_j + \varepsilon \quad (8)$$

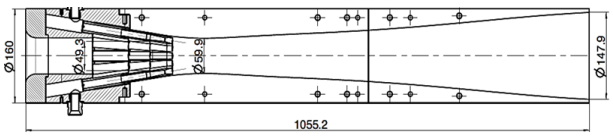
$$F_{agg} = \sum w_i\, f_i(x) \quad (9)$$

3. MATERYAL VE METOT

HAD analizleri için Ansys Fluent 2024 R1 ticari yazılımı kullanıldı. Optimizasyon için ise Ansys Workbench Yanıt Yüzeyi Optimizasyon yazılımı tercih edildi. Başlangıç tasarımı analiz edildi ve venturi etkisinin oluşumu kontrol edildi. Merkez akışlı jet pompası vasıtasıyla atmosferden ne kadar hava çekildiği incelendi.

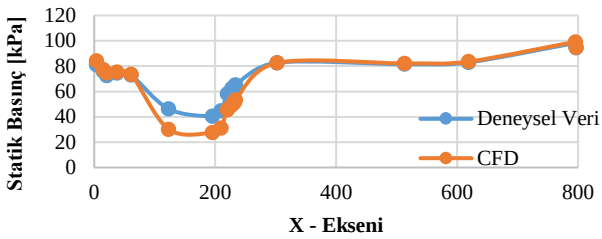
3.1 Model Doğrulaması (Validation)

Bu çalışmada kullanılan CFD modeli, literatürde benzer geometrilere sahip supersonik ejektörlerin deneysel verileri ile karşılaştırmalı olarak doğrulanmış yöntemlere dayanmaktadır. Şekil 1'de Kracík ve Dvořák (2015) tarafından deneysel ve sayısal doğrulama amacıyla kullanılan supersonik ejektör geometrisi verilmiştir. Bu konfigürasyon, Fluent tabanlı CFD çözümlerinde literatür destekli olarak doğrulanmıştır Kracík ve Dvořák (2015), on iki adet birincil nozula sahip supersonik bir hava-hava ejektörü deneysel olarak incelemiş ve aynı konfigürasyonu ANSYS Fluent yazılımı ile sayısal olarak simüle etmiştir. Çalışmalarında elde edilen statik basınç dağılımları ve şok dalgası oluşumları, sayısal ve deneysel veriler arasında yüksek uyum göstermiştir. Bu doğrulama, Fluent tabanlı çözüm yaklaşımının supersonik karışım odalarında güvenilir sonuçlar verebildiğini ortaya koymuştur. Test sonuçlarının doğrulanması için tarafımızca gerçekleştirilen çalışmanın sonuçları şekil 1'deki gibidir. Ayrıca, test verileri ile olan uyumu grafik 1'de gösterilmektedir. Primary nozzle boğazında deneysel sonuçlarda olduğu gibi 2,2 mach yakalanmıştır. Şok dalgaları oluşmuştur ve statik basınç test verileriyle büyük ölçüde uyum sağlamıştır.



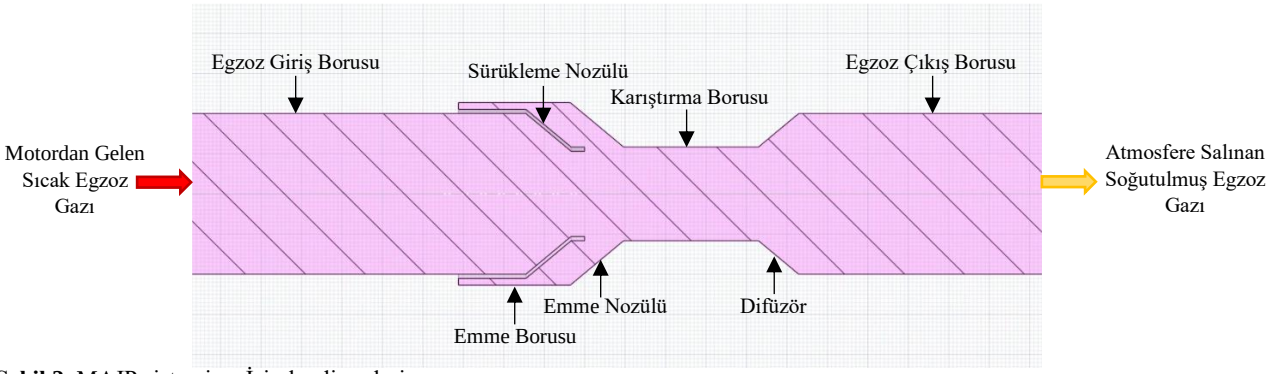
Şekil 1. Milimetre cinsinden ana boyutları ile ejektör ekseni boyunca uzunlamasına kesit [mm]

Dolayısıyla, bu çalışmada kullanılan k–ω SST türbülans modeli ve sınır koşullarına dayalı çözüm yönteminin literatür destekli olarak geçerliliği bulunmaktadır. Mevcut analiz sonuçlarının, deneysel doğrulamalı çalışmalarla uyumlu olacağı varsayılmıştır.



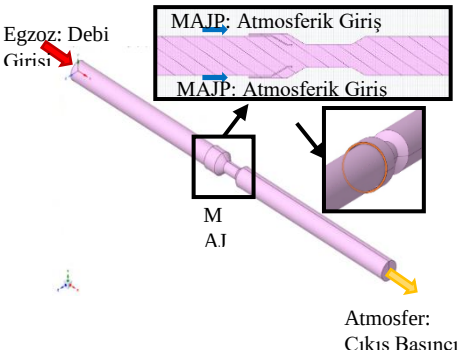
Grafik 1. Statik basıncın eksenel lokasyona göre değişimi

3.1 HAD Modeli ve Sınır Koşulları



Şekil 2. MAJP sistemi ve İsimlendirmeleri

MAJP sistemi ve isimlendirmeleri detaylı bir şekilde şekil 2'de açıklanmıştır. Merkezi Akışlı Jet Pompasına (MAJP) ait başlangıç HAD modeli şekil 3'teki gibi gösterilmiştir. Çalışma kapsamında kullanılacak olan 6x6 ağır vasıta bir askeri aracın sınır koşulları ise tablo 1'deki gibidir. Tüm egzoz sistemi yerine sadece egzoz sisteminin çıkışına MAJP'nin bağlanacağı lokasyona HAD modeli indirgenerek çözüm ağından, zamandan ve maliyetten oldukça tasarruf sağlanacaktır.



Şekil 3. CFD Modeli

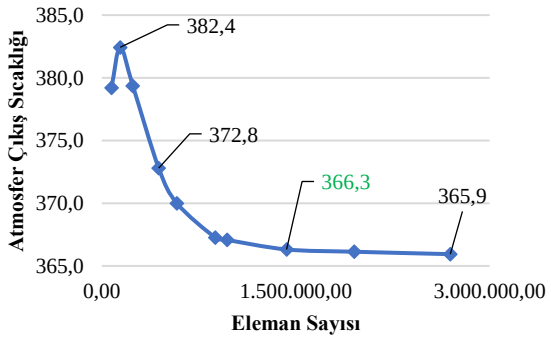
Tablo 1. Duvar ve Akışkanların Sınır Şartı

Giriş: Kütlesel Debi (Egzoz)		Giriş: Basınç (MAJP)	
Kütlesel Debi	0,4 kg/s	Gösterge Basıncı	0 Pa
Sıcaklık	500 °C	Sıcaklık	55 °C
Çıkış: Basınç (Egzoz)		Duvarlar	
Gösterge Basıncı	0 Pa	Isı Transferi Katsayısı	30 W/m.K
Sıcaklık	55 °C	Radyasyon Katsayısı	0.85

3.2 Çözüm Ağı (Mesh) Bağımsızlığı

Analizlerde yüksek stabilizeye sahip olduğu için sonlu hacim metoduna ait olan poly mesh kullanılmıştır. Mesh'ten bağımsızlık çalışmasının iki temel amacı vardır.

Birinci ve en önemli amacı mesh'e bağlı nümerik hataları en aza indirerek sonuçların doğruluğunu arttırmaktır. İkinci amacı ise, yoğun mesh kullanımından dolayı analiz sürelerinin ve hesaplama maliyetinin artmasını engellemektir. Şekil 4 ve Tablo 2'de detaylı olarak paylaşılan bilgilerde de görüldüğü üzere 1,5 milyon mesh'de sonuçlar 3 milyon mesh'e göre %0,15 oranında değişmektedir. Bu sebeple hem doğru sonuçlar hem de en az hesaplama maliyeti ve analiz süresi için 8 numaralı mesh ayarları seçilmiştir.

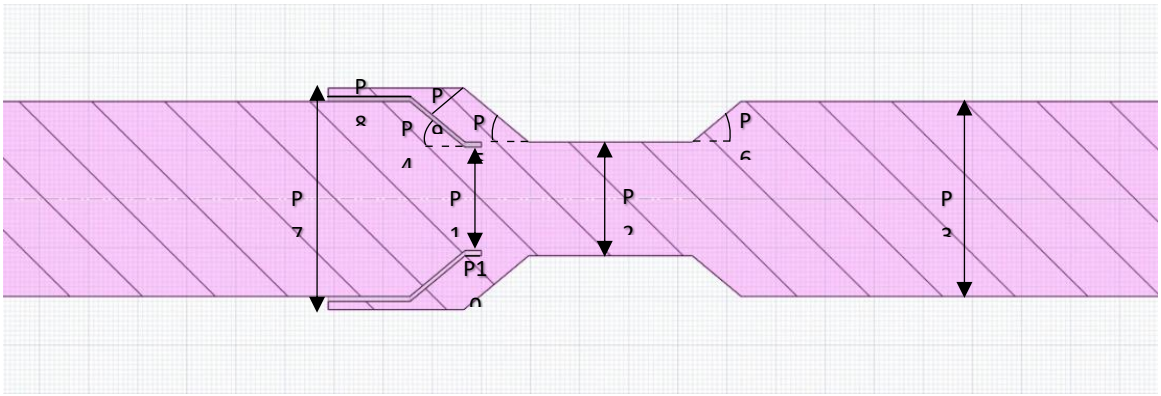


Grafik 2. Çözüm Ağı (Mesh) Bağımsızlığı

Tablo 2. Çözüm Ağı (Mesh) Bağımsızlığı

Eleman Sayısı	Atmosfer Çıkış Sıcaklığı [°C]	Hata
9 milyon 845 bin	365,8	-
2 milyon 696 bin	365,9	0,05%
1 milyon 954 bin	366,1	0,10%
1 milyon 429 bin	366,3	0,15%
969 bin	367,1	0,36%
878 bin	367,3	0,41%
580 bin	370,0	1,16%
440 bin	372,8	1,93%
240 bin	379,4	3,72%
142 bin	382,4	4,56%
74,5 bin	379,2	4,56%

3.3 Geometri ve Optimizasyon Parametreleri



Şekil 4. Optimizasyon Parametreleri

Toplamda 10 adet optimizasyon parametresi bulunmaktadır. Bu parametreler aşağıda şekil 4'teki gibi gösterilmektedir. İlk tasarıma ait tasarım bilgileri ve optimizasyon için belirlenen parametre aralıkları ise tablo 2'de gösterilmiştir. Optimizasyon analizleri kapsamında latin hypercube ve central composite yöntemleri beraber kullanılmıştır. 625 farklı tasarıma ait HAD sonucu ile oluşturulan deney seti ile sensitivity analizi yapılmıştır. Yanıtlar elde edilecek ve böylece optimizasyon parametrelerinin yerel maksimum ve yerel minimum noktaları tespit edilecektir. Son olarak ise amaç fonksiyonları tanımlanarak genetic aggregation algoritması ile Yanıt Yüzeyi Optimizasyonu yapılmıştır. Bu sayede birden fazla amaç fonksiyonu için global maksimum ve minimum noktaları tespit edilmiştir.

Tablo 2. İlk Tasarım Parametreleri ve CFD Analiz Sonuçları

Giriş Parametreleri		Parametre İsmi	Optimizasyon Aralığı	İlk Tasarım
Independent	P_1, D_1	Sürükleme Nozülü Çapı [mm]	20 – 60	40
	P_2, D_2	Karıştırma Borusu Çapı [mm]	20 – 60	40
	P_3, D_3	Difüzör Çapı [mm]	45 – 135	90
	P_4, α_1	Sürükleme Nozülü Açısı [°]	50 – 70	60
	P_5, α_2	Emme Nozülü Açısı [°]	50 – 70	60
	P_6, α_3	Difüzör Açısı [°]	25 – 45	35
	P_7, D_4	Emme Nozülü Çapı [mm]	10 – 50	30
	P_8, L_2	Emme Nozülü Giriş Uzunluğu [mm]	1,5 – 2,5	2
	P_9, L_3	Emme Nozülü - Sürükleme Nozülü Açıklığı [mm]	1,5 – 2,5	2
	P_{10}, L_3	Sürükleme Nozülü Çıkış Uzunluğu [mm]	200 – 400	300
Çıkış Parametreleri		Açılımı	Amaç	Sonuçlar
Amaç Fonksiyonları	dP-Sistem	Toplam Basınç Kaybı [kPa]	En aza indirmek	21,8
	m-MAJP	MAJP'den çekilen hava debisi [kg/s]	En fazlaya çıkarmak	0,148
	T-Outlet	Atmosfere salınan egzoz gazı sıcaklığı [°C]	En aza indirmek	366,3

4. OPTİMİZASYON YÖNTEMİ

4.1 Deneysel Tasarım

Bu çalışmada tasarım parametrelerinin optimum kombinasyonunu elde etmek amacıyla Latin Hypercube Sampling (LHS) ve Central Composite Design (CCD) yöntemleri birleştirilerek hibrit bir deney seti oluşturulmuştur. Bu iki yöntem, tasarım uzayının hem geniş bir şekilde taranmasını hem de yanıt yüzeyinin ikinci dereceden etkilerle modellenmesini mümkün kılmıştır.
Latin Hypercube Sampling, her değişkenin tanımlanan aralıkta eşit olasılıklı alt bölgelere ayrıldığı ve her bölgeden rastgele örnek alındığı bir stratejidir (Box ve Wilson, 1951).
CCD ile yanıt yüzey modeli denklem 8' deki gibi modellenmiştir.

4.2 Yanıt Yüzeyi Modellemesi

Yanıt yüzeyi modelinde tam ikinci dereceden (full quadratic) model kullanılmıştır. Model, tasarım parametrelerinin doğrusal, kareli ve etkileşimli terimlerini içerecek şekilde inşa edilmiştir. İstatistiksel analiz sonucunda elde edilen R^2 değeri 0,98 üzerindedir, bu da modelin yüksek doğrulukla tahmin yapabildiğini göstermektedir (Myers vd, 2016).

4.3 Genetik Toplamlama Yöntemi (Genetic Aggregation)

Çok amaçlı optimizasyon sürecinde, farklı hedef fonksiyonların aynı anda değerlendirilmesi amacıyla Genetic Aggregation (GA) yöntemi uygulanmıştır. Bu yaklaşım, genetik algoritmaların güçlü tarama kapasitesiyle hedef fonksiyonları ağırlıklı bir şekilde birleştirerek optimum çözüm üretmeyi amaçlar (Fonseca ve Fleming, 1995).

4.4 ANSYS Yanıt Yüzeyi Optimizasyonu

Optimizasyon sürecinde kullanılan amaç fonksiyonları aşağıdaki gibi tanımlanmıştır:

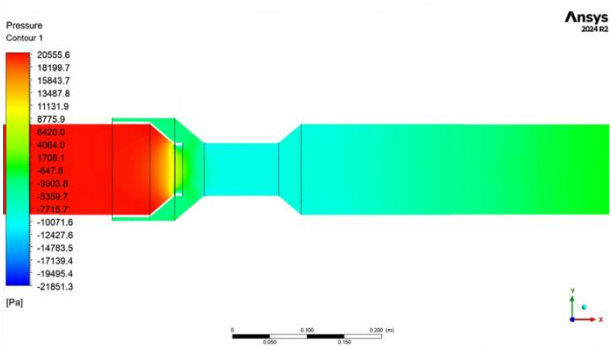
$f_1(x)$: Egzoz çıkış sıcaklığını minimize etmek.
$f_2(x)$: Toplam basınç kaybını minimize etmek.
$f_3(x)$: Emiş Debisini maksimize etmek.

Tüm bu analizler ANSYS Workbench ticari yazılımın içerisinde bulunan yanıt yüzeyi optimizasyon modülü ile gerçekleştirildi. Optimizasyon modülünün kullanımında ANSYS (2023)'den faydalanıldı.

5. SONUÇLAR

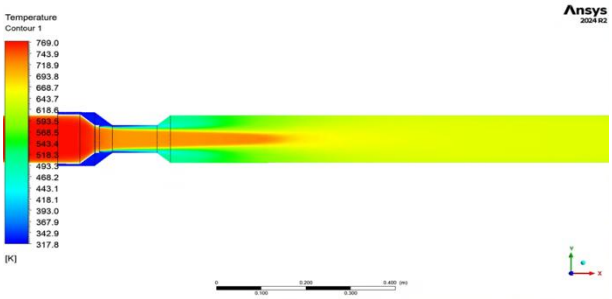
5.1 İlk Tasarımın İncelenmesi

Gerçekleştirilen ilk analizde şekil 5'te görüldüğü üzere yüksek basınçtaki hava sürükleme nozülü vasıtasıyla karıştırma borusu bölgesinde çok düşük basınçlara gelmektedir. Bu basınç o kadar düşüktür ki emme nozülü girişindeki hava basıncından dahi daha düşüktür. Bu sayede emme nozülünden yani atmosferden hava karıştırma borusunun içerisine vent edilmiştir. Gerçekleşen bu olay amaç fonksiyonlarımız ile değerlendirildiğinde istediğimiz gibi olmuştur.

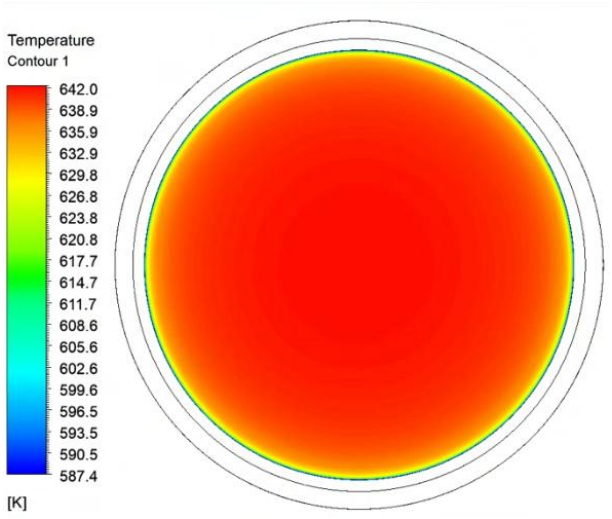


Şekil 5. İlk Tasarım Statik Basınç Kontürü

İlk tasarım HAD analizi sonuçlarına göre atmosfere salınan egzoz gazının sıcaklığı 366,3°'dir. Sıcaklığın düşürülebilmesi için atmosferden çekilen soğuk hava 0,148 kg/s'dir. Sistemin toplam basınç kaybı ise 21,79 kPa olarak hesaplanmıştır.

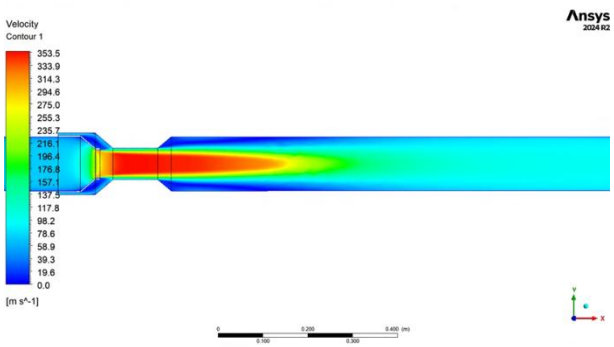


Şekil 6. İlk Tasarım Sıcaklık Kontürü



Şekil 7. İlk Tasarım Egzoz Çıkış Yüzeyi Sıcaklık Kontürü

Bu bölgede jet pompası olmadığı durumda oluşacak basınç kaybı 0,5 kPa'dır. Çıkış sıcaklığı ise sisteme hiçbir soğuk hava girişi olmadığı için sadece atmosferdeki hava ile egzoz borusunun cidarının yapacağı taşınım ve iletim ile soğumaktadır ve atmosfere salınan gazın sıcaklığı 445,3°'dir. Sıcaklık ilk tasarımda istediğimiz 385°'nin altında gelmiştir ancak basınç kaybı biraz yüksek gelmiştir. Jet pompası tasarımı ile beraberinde gelen basınç kayıpları aracın motoruna karşı bir basınç yaratacağı için motor performansını düşürecektir. Bu sebeple optimizasyon çalışmasında egzoz gazı sıcaklığını soğuturken basınç kayıplarını da en aza indirmeye çalışılacaktır. Hız arttıkça statik basınç düşmektedir ve bu sayede vent etkisi oluşarak atmosferden karıştırma borusuna soğuk hava çekilmektedir. Ancak, hız ne kadar artarsa toplam basınç kayıpları da artmaktadır. Şekil 8'de de anlaşılacağı üzere hızlar karıştırma borusunda 355 m/s gibi çok yüksek seviyelere çıktığı için toplam basınç kaybının 21,79 kPa çıktığı anlaşılmaktadır. Özellikle karıştırma borusu bölgesindeki sert çap ve açı değişiklikleri hızların ve dolayısıyla da kayıpların artmasına neden olmaktadır. Optimizasyon çalışması yapılırken duruma dikkat edilmiştir.



Şekil 8. İlk Tasarım Hız Kontürü

5.2 Deney Setinin (DOE) Çözümü

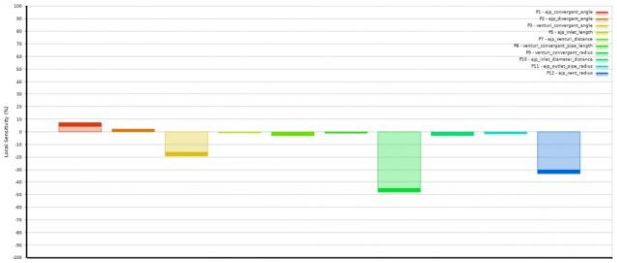
Central Composite ve Latin Hypercube yöntemi ile hibrit bir deney seti oluşturulmuştur. Toplam 623 farklı tasarım noktası için HAD analizi çözümlemesi yapılmıştır. Bu analizlerde görülmüştür ki venturi etkisinin oluşabilmesi ve soğuk havanın emilmesi için en az debi çekilerek en az soğutma sağlayan tasarım da bile 12,2 kPa basınç kaybı oluşmaktadır. Bu durum basınç kaybının en iyi ihtimal ile bu seviyelere düşürüleceğini göstermiştir. Tablo 3'te en düşük sıcaklığı oluşturan ilk 10 tasarım noktasına ait sonuçlar gösterilmiştir.

Tablo 3. Deney Setine Ait En İyi 10 Tasarım Noktası

İsim	T-Outlet [K]	dP-Sistem [Pa]	m-MAJP [kg s^{-1}]
DP 535	544,9	24952,4	-0,3921
DP 501	550,5	18391,7	-0,3715
DP 460	551,1	23740,4	-0,3658
DP 554	551,1	24933,8	-0,3678
DP 538	552,3	25667,1	-0,3595
DP 602	554,0	24481,4	-0,3513
DP 562	554,6	23064,3	-0,3605
DP 454	555,2	25627,4	-0,3566
DP 495	556,2	21943,2	-0,3491
DP 508	556,3	21827,2	-0,3516

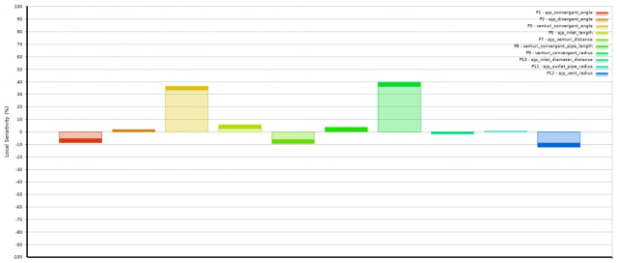
5.3 Yanıt Yüzeyi Sonuçları

Yanıt yüzeyi sonuçları aşağıdaki görsellerde verilmiştir. Yanıt yüzeyi sonucuna göre yerel minimum ve maksimum noktaları tespit edilmiştir. Sonuçlara göre çıkış sıcaklığının azalmasında %47,9 oran ile sürükleme nozülü açısı P_4 katkı sağlamıştır. Daha sonra ise sırasıyla %33,3 ve %19,3 katkılar ile karıştırma borusu çapı P_2 ve emme nozülü açısı P_5'tir. Sırasıyla P_4, P_2 ve P_5 tasarım parametreleri arttıkça egzoz gazı sıcaklıkları düşmektedir. Şekil 9'da yerel olarak tüm parametrelerin çıkış sıcaklığı üzerine olan etkisi gösterilmiştir.



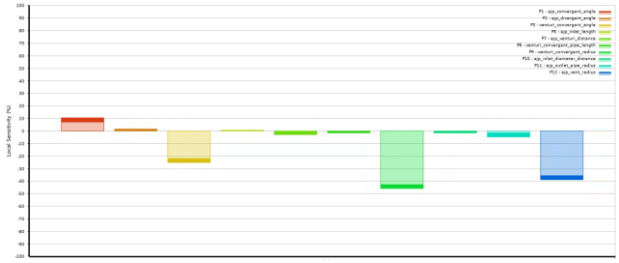
Şekil 9. Çıkış Sıcaklığı Yerel Hassasiyet Sonuçları

Basınç kaybını ise en çok arttıran parametre %39,6 ile sürükleme nozülü çapı P_1'tür. Daha sonra ise %36,5 ile sürükleme nozülü açısı P_4 arttıkça basınç kaybı artmaktadır. Şekil 10'da yerel olarak tüm parametrelerin basınç kaybı üzerine etkisi gösterilmiştir.



Şekil 10. Basınç Kaybı Yerel Hassasiyet Sonuçları

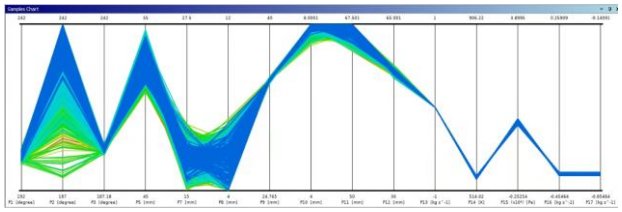
Son olarak ise egzoz çıkış sıcaklığının azalmasında büyük etkisi bulunan MAJP değerlendirilmektedir. MAJP'den çekilen debi miktarındaki artışı %45,8 oranında sürükleme nozülü çapı P_1 parametresi etkilemektedir. Daha sonra ise sırasıyla %45,7 ve %25,1 oranlarıyla MAJP karıştırma borusu çapı P_2 ve egzoz sürükleme nozülü açısı P_4 debi miktarında etkili olmuştur. Şekil 10'da tüm parametrelerin MAJP ile çekilen hava debisine olan etkisi gösterilmiştir. Genel değerlendirecek olursa MAJP'den çekilen hava debisini arttırarak ve egzoz gazı çıkış sıcaklığını düşürerek tasarıma olumlu katkı sağlayan parametreler P_1, P_2, P_4 ve P_5 olmuştur. Basınç düşüşünü arttırarak sisteme olumsuz katkıda bulunan parametreler ise P_1 ve P_4'tür. Burada hem olumlu hem olumsuz etkisi olan P_1 ve P_4 parametreleri tespit edilmiştir. Optimum noktanın tespit edilmesi için bu parametrelere dikkat edilmiştir.



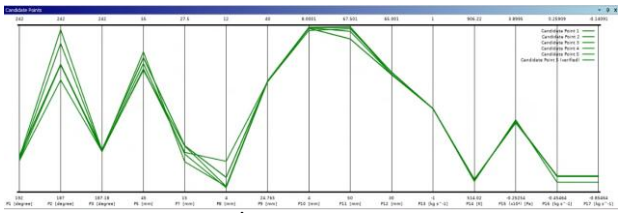
Şekil 11. m-MAJP Yerel Hassasiyet Sonuçları

5.4 MOGA Optimizasyonu

Yanıt Yüzeyi Optimizasyonu için tablo 2'deki gibi amaç fonksiyonu tanımlamaları yapılmıştır. Birinci ve en önemli amaç fonksiyonu egzoz gazı sıcaklığının en aza düşürülmesidir. İkinci amaç fonksiyon egzoz gazı sıcaklığını düşürürken kayıpları arttırmamak için basınç düşüşünü en aza indirmektedir. Üçüncü ve son amaç fonksiyon ise egzoz gazı sıcaklıklarını en aza düşürmek için gereken olan MAJP'den çekilen hava debisinin en fazla olmasını sağlamaktır. 98263 farklı konfigürasyonun ardında optimizasyon tahmini yakınsamıştır. Bu konfigürasyonlar şekil 12'de gösterilmiştir. En iyi 5 aday tasarım belirlenmiştir. Bu tasarımlar şekil 13'te gösterilmiştir.



Şekil 12. 98263 Farklı Konfigürasyon



Şekil 13. Optimizasyon İçin 5 Adet Aday Tasarım

Tasarım parametreleri tablo 4'te belirtilmiştir. Bu aday tasarımlardan en az sapma olan tasarım noktası için HAD analizi gerçekleştirilerek tahmin edilen sonuçlar ile verifikasyon gerçekleştirilmiştir. Tablo 5'te gerçekleştirilen Optimizasyon tahmini ve HAD sonuçları yüzdesel hata ile sunulmuştur. Hata miktarı oldukça düşüktür. Böylece Optimizasyon tahmini başarılı bir şekilde doğrulanmıştır.

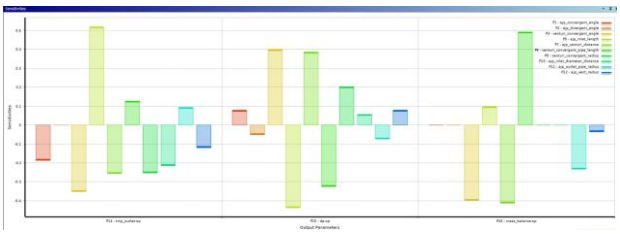
Tablo 4. Optimizasyon İçin Aday Tasarım

Giriş Parametreleri	Optimizasyon İçin Aday Tasarım
P_1, D_1	69,7
P_2, D_2	109,4
P_3, D_3	132,2
P_4, α_1	21,2
P_5, α_2	22,8
P_6, α_3	49,2
P_7, D_1	139,9
P_8, L_2	53,1
P_9, L_3	18,5
P_{10}, L_3	4,7

Tablo 5. Optimizasyon Verifikasyonu

Amaç Fonksiyonları	Optimizasyon Tahmini	HAD Sonuçları	%Hata
dP-Sistem [kPa]	15	15,5	3,2
m-MAJP [kg/s]	0,386	0,412	6,3
T-Outlet [°C]	270,1	270	0,04

Şekil 14'de multi fonksiyonel olarak yapılan hassayiyet analizi sonuçları gösterilmiştir. Sonuçlarda basınç kaybı ile dP-Sistem ile T-Outlet ve m-MAJP'nin ter orantılı olduğu görülmektedir. Bu durum optimizasyon probelminin varlığını ispatlar niteliktedir.



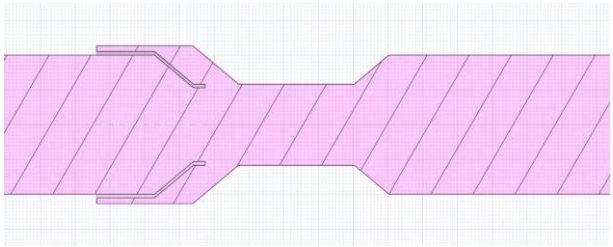
Şekil 14. Global Hassasiyet Sonuçları

Optimizasyon sonucuna göre egzoz gazı çıkış sıcaklığı 270°C'ye indirilirken MAJP'den çekilen debi miktarı 0,412 kg/s'ye çıkarılmıştır. Olumlu sonuçların yanı sıra motor verimini olumsuz etkileyen basınç düşüşü 15,5 kPa'ya çekilerek tasarıma bir başka katkı daha sağlanmıştır. Aşağıdaki tablo 5'te görüldüğü üzere egzoz gazı sıcaklığı ilk tasarıma göre %26,3 azaltılmış, MAJP'den çekilen debi miktarı %178 arttırılmış ve son olarak basınç düşüşü %28,9 azaltılarak tasarım optimize edilmiştir.

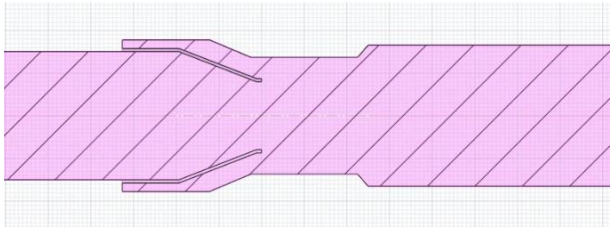
Tablo 5. İlk Tasarım Parametreleri ve CFD Analiz Sonuçları

Giriş Parametreleri	İlk Tasarım	Optimum Tasarım	Fark
P_1, D_1	70	69,7	%0,429
P_2, D_2	70	109,4	%50,3
P_3, D_3	120	132,2	%10,2
P_4, α_1	40	21,2	%47
P_5, α_2	40	22,8	%43
P_6, α_3	40	49,2	%23
P_7, D_1	134	139,9	%4,4
P_8, L_2	50	53,1	%6,2
P_9, L_3	25	18,5	%26
P_{10}, L_3	10	4,7	%53
Çıkış Parametreleri	Sonuçlar		
dP-Sistem [kPa]	21,8	15,5	%28,9
m-MAJP [kg/s]	0,148	0,412	%178
T-Outlet [°C]	366,3	270	%26,3

Şekil 15'te ilk tasarım, şekil 16'da ise optimum tasarım gösterilerek tasarımdaki değişim gösterilmiştir.

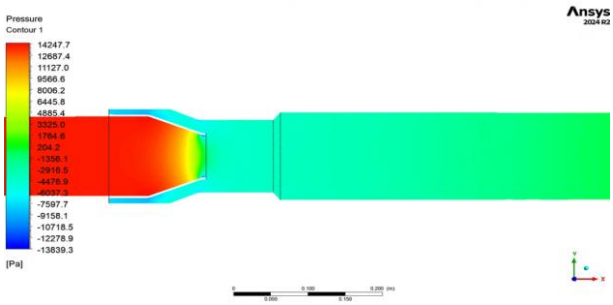


Şekil 15. İlk Tasarım



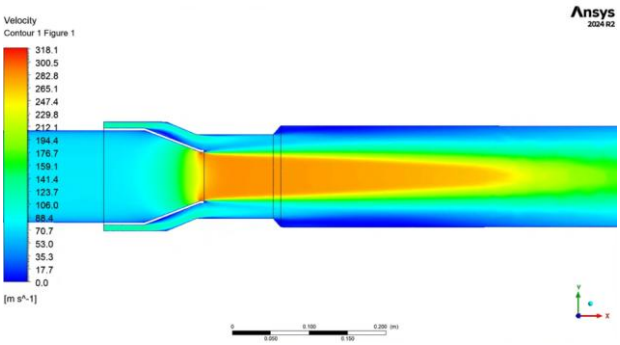
Şekil 16. Optimum Tasarım

Basınç konturlarını incelediğimizde optimum tasarımda makimum basıncın azaldığı, minimum basıncın ise yükseldiği gözlemlenmektedir. Bu ani basınç değişikliklerinin azaltıldığı ve bu sayede basınç kayıplarının en aza indirildiğinin bir göstergesidir.



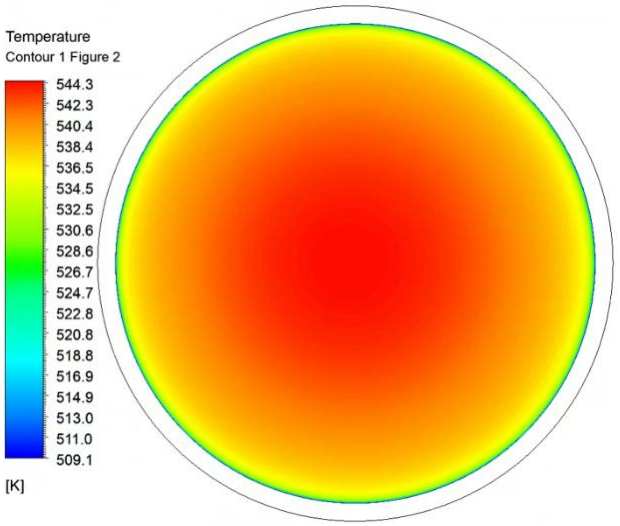
Şekil 17. Optimum Tasarım Statik Basınç Kontürü

Maximum hız 352,5 m/s'den 318,1 m/s'ye inmiştir. Ayrıca ilk tasarımda venturi ve MAJP bölgesinde maksimum hızlar hakim iken optimum tasarımda aynı bölgede maksimum hızlarına altında ortalama 290 m/s seviyesinde hızlar bulunmaktadır. Daha düşük hızlar ile daha fazla havanın çekilebilyor olması yine basınç kayıplarının daha az olduğu bir sistem tasarlandığını göstermektedir. Hızlar arttıkça viskoz kayıplardan kaynaklı kayıplarda artmaktadır. Bu sayede viskoz kayıplar optimum tasarımda minimize edilmiştir. Yine hız konturlarında daha yatay ve yumuşak bir tasarım ile beraber MAJP'den soğuk havanın daha fazla çekildiği anlaşılmaktadır. Akışkanın hızlandırılması ve statik basıncın düşmesi ile MAJP'den hava çekilmesine vesile olan venturi ve MAJP bölgesindeki yüksek hızlar ilk tasarımda emilen havayı engellemektedir. Ancak, optimum tasarıma bakıldığında böyle bir engelleme söz konusu değildir ve merkezdeki sıcak akışın etrafında bir tampon bölge oluşturacak şekilde sıcak ve soğuk hava birbiri ile uyumlu bir şekilde birleşmektedir.



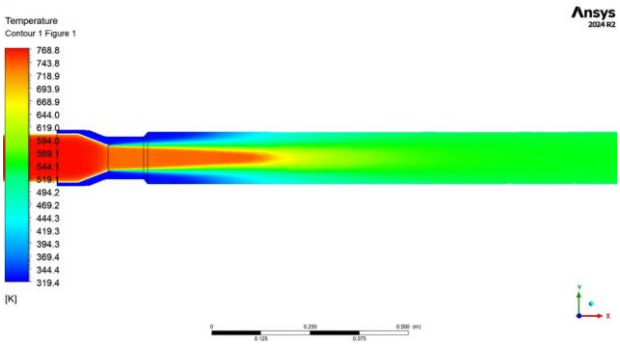
Şekil 18. Optimum Tasarım Hız Kontürü

Çıkış sıcaklığı %26,3 kadar düşürülmüştür. Şekil 19'daki Çıkış yüzeyindeki sıcaklık konturuna bakıldığında maksimum ve minimum skalada aşağı yönlü bir öteleme olmuştur. İlk tasarıma göre maksimum 642°C olan sıcaklık 544,3°C'ye, minimum 587,4°C olan sıcaklık ise 509,1°C'ye düşürülmüştür.



Şekil 19. Optimum Tasarım Egzoz Çıkış Yüzeyi Sıcaklık Kontürü

Kesit sıcaklık kontürü şekil 20'deki gibidir. İlk tasarıma göre daha fazla debi çekildiği gözlemlenmektedir. MAJP'den emilen soğuk havanın artması sayesinde ana sıcak akışın etrafında bir tampon bölge oluşmuştur. Bu sayede egzoz gazı sıcaklığının çok kısa bir mesafede soğuduğu ilk tasarıma göre aşikardır.



Şekil 20. Optimum Tasarım Sıcaklık Kontürü

6. TARTIŞMA

Bu çalışmanın çok amaçlı optimizasyon çıktıları, merkez akışlı jet pompasında soğuk hava sürüklenmesi ile sistem basınç kaybı arasındaki temel tasarım gerilimini nicel olarak ortaya koymaktadır. En iyi tasarımda egzoz çıkış sıcaklığının 270 °C'ye düşürülmesi, sürüklenen hava debisinin 0,412 kg s^{-1}'e çıkarılması ve toplam basınç kaybının 15,5 kPa'a indirilmesi; karışım borusu–difüzör geometrisindeki açısal/çapsal yeniden ölçeklemenin, yüksek hız bölgelerinde tepe hızlarını 352,5 m s^{-1}'den 318,1 m s^{-1}'e çekerek viskoz ve yayılma kayıplarını azalttığını göstermektedir. Böylece, P1 (sürükleme nozülü çapı), P2 (karıştırma borusu çapı), P4–P5 (nozül açıları) parametrelerinin hem sıcaklık düşüşüne olumlu katkısı hem de basınç kaybını artırma eğilimleri aynı çerçevede dengelenmiştir. Bulgular, ejektör/karışım odası literatüründe rapor edilen statik basınç dağılımı ve ani basınç artışı bölgelerinin (şok/yarı-şok benzeri gradyanların) global verim üzerinde belirleyici olduğuna ilişkin gözlemlerle tutarlıdır; Kracík & Dvořák'ın deney-CFD eşleşmesiyle gösterdiği gibi uygun difüzör geliş açısı ve karışım borusu profilinin, statik basınç geri kazanımını iyileştirirken geri akış eğilimlerini bastırdığı görülmektedir. Bu bağlamda, elde edilen optimum nokta yalnızca hedef sıcaklık eşiğini sağlamamakta, aynı zamanda motor karşı basıncını kontrol altında tutan daha "yumuşak" bir basınç-hız alanı oluşturarak IR iz bastırma hedeflerini operasyonel sürdürülebilirlikle uyumlu kılmaktadır.

TEŞEKKÜR

Çalışmaya vermiş oldukları desteklerinden dolayı Baykar Makina Sanayi ve Ticaret A.Ş. ve REYNOLDS İleri Mühendislik LTD. ŞTİ.'ye teşekkür ederiz.

KISALTMALAR VE SEMBOLLER

BPR	Bypass Ratio
C	Sutherland sabiti [K]
CCD	Central Composite Design
cp	Özgül ısı kapasitesi [J/kg·K]
DOE	Deney Seti
dP-Sistem	Toplam basınç kaybı [Pa veya kPa]
F_agg	Birleştirilmiş hedef fonksiyon
FCT	Film-Cooled Tailpipe
$f_i(x)$	i'nci amaç fonksiyonu
GA	Genetic Aggregation
HAD	Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği
IR	Infrared
k	Isı iletkenliği [W/m·K]
LHS	Latin Hypercube Sampling
$\dot{m}$	Kütlesel debi [kg/s]
MAJP	Merkezi Akışlı Jet Pompası
m-MAJP	Jet pompasından çekilen hava debisi [kg/s]
MOGA	Multi-Objective Genetic Algorithm
p	Basınç [Pa]
R	Gaz sabiti [J/kg·K]
RANS	Reynolds Averaged Navier-Stokes
RSO	Responce Surface Optimization
t	Zaman [s]
T	Sıcaklık [K]
T_0	Referans sıcaklık [K]
T-Outlet	Atmosfere salınan egzoz gazı sıcaklığı [°C]
u	Hız [m/s]
w_i	i'nci fonksiyonun ağırlığı
μ	Dinamik viskozite [kg/m·s]
μ_0	Referans sıcaklıktaki viskozite [kg/m·s]
ρ	Yoğunluk [kg/m^3]
CFD	Computational Fluid Dynamics

KAYNAKLAR

ANSYS Inc. (2023). DesignXplorer User's Guide, Release 2023 R1. ANSYS, Inc. Canonsburg, PA

Box, G. E. P., & Wilson, K. B. (1951). On the Experimental Attainment of Optimum Conditions. Journal of the Royal Statistical Society: Series B (Methodological), 13(1), 1–45.

Chen, L. H., Yang, Q. Z., & Cui, J. H. (2011). Numerical simulation on the infrared radiation characteristics of ejector nozzle based on RMCM. Applied Mechanics and Materials, 138–139, 879–885. https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/amm.138-139.879

Decher, R. (1981). Infrared emissions from turbofans with high aspect ratio nozzles. Journal of Aircraft, 18(11), 1025–1031. https://doi.org/10.2514/3.44742

Dix, J., Saddington, A. J., Knowles, K., & Richardson, M. A. (2005). Infrared signature reduction study on a small-scale jet engine. The Aeronautical Journal, 109(1092), 83–88. https://doi.org/10.1017/S0001924000000580

Feng, Y., Lu, Y., & Qiao, Y. (2013). Influence of ejector technique on infrared radiation of the exhaust plume outside rectangular nozzle. In International Symposium on Photoelectronic Detection and Imaging 2013: Infrared Imaging and Applications (Proc. SPIE 8907, 89072O). https://doi.org/10.1117/12.2033074

Fonseca, C. M., & Fleming, P. J. (1995). An overview of evolutionary algorithms in multiobjective optimization. Evolutionary Computation, 3(1), 1–16.

Kantas, F. (2018). Ticari araçlarda egzoz gazının soğutulması için yeni bir tasarım (Doctoral dissertation, Yıldız Teknik Üniversitesi).

Knowles, K., & Saddington, A. J. (2006). A review of jet mixing enhancement for aircraft propulsion applications. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part G: Journal of Aerospace Engineering, 220(2), 103–127. https://doi.org/10.1243/09544100G01605

Liu, W., Lai, X., Zhou, Q., Zhu, C., & Yang, X. (2024). CFD study on the effect of particle properties on the performance of annular jet pump. Journal of Physics: Conference Series, 2707(1), 012038. https://doi.org/10.1088/1742-6596/2707/1/012038

Long, X. P., Zeng, Q. L., Yang, X. L., & Xiao, L. (2012). Structure optimization of an annular jet pump using design of experiment method and CFD. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science, 15(5), 052020. https://doi.org/10.1088/1755-1315/15/5/052020

Myers, R. H., Montgomery, D. C., & Anderson-Cook, C. M. (2016). Response Surface Methodology: Process and Product Optimization Using Designed Experiments, 4th Edition. Wiley.

Namet Allah, A., & Birk, A. M. (2015). Investigation of annular jet flows in a subsonic air–air ejector with multi-ring entraining diffuser. In ASME Turbo Expo 2015: Turbine Technical Conference and Exposition (Paper No. GT2015-42749). https://doi.org/10.1115/GT2015-42749

Rao, G. A., & Mahulikar, S. P. (2002). Integrated review of stealth technology and its role in airpower. The Aeronautical Journal, 106(1066), 629–642. https://doi.org/10.1017/S0001924000011702

Rogers, C. B., & Parekh, D. E. (1994). Mixing enhancement by and noise characteristics of streamwise vortices in air jet. AIAA Journal, 32(3), 464–471. https://doi.org/10.2514/3.12009

Shan, Y., & Zhang, J. (2009). Numerical investigation of flow mixture enhancement and infrared radiation shield by lobed forced mixer. Applied Thermal Engineering, 29(17–18), 3687–3695. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2009.06.023

Singh, P., Singh, S., & Seshadri, V. (2018). Studies on stepped air ejector diffusers incorporating heat transfer effects. International Journal of Turbo & Jet-Engines, 35(3), 251–263. https://doi.org/10.1515/tjj-2016-0048

Sully, P. R., VanDam, D., Bird, J., & Luisi, D. (1996). Development of a tactical helicopter infrared signature suppression (IRSS) system. In Proceedings of the Flight Vehicle Integration Panel Symposium (AGARD CP-592), Ottawa, Canada.

Zhang, J., Li, L., Gao, C., & He, W. (1997). An experimental study on a lobed nozzle of an infrared suppression system. Journal of Aerospace Power, 12(2), 212–2

Kracík, J., & Dvořák, V. (2015). Experimental and numerical investigation of an air to air supersonic ejector for propulsion of a small supersonic wind tunnel. EPJ Web of Conferences, 92, 02038. https://doi.org/10.1051/epjc

KLİMALARDA EVAPORATÖR PAS TASARIMININ KAPASİTE VE PAS SICAKLIK DAĞILIMI ÜZERİNDEKİ ETKİLERİNİN SAYISAL VE DENEYSEL ANALİZİ

Görkem Yaşar
Arçelik-LG Klima İşletmesi Araştırma ve Geliştirme Birimi,
41400 Gebze, KOCAELİ, gorkem.yasar@arcelik-lg.com

Özet: Bu çalışmada, klima evaporatörlerinin farklı pas dizilimlerine sahip üç ayrı konfigürasyonu için EN 14511 standardına uygun psikometrik odalarda gerçekleştirilen deneysel testler ile CoilDesigner yazılımı kullanılarak elde edilen analiz sonuçları karşılaştırılmıştır. Çalışmada incelenen konfigürasyonlar şunlardır: Pas Dizilimi A – 5 mm çaplı borular ile 2 giriş–2 çıkış; Pas Dizilimi B – 5 mm çaplı borular ile 3 giriş–3 çıkış; Pas Dizilimi C – 7 mm çaplı borular ile 3 giriş–3 çıkış. Tüm testler, iklimlendirme cihazlarının performans ölçümlerinde yaygın olarak kullanılan psikometrik tip test odalarında gerçekleştirilmiştir. Deneylerde iç ortam sıcaklığı 27°C DBT / 19°C WBT, dış ortam sıcaklığı ise 35°C DBT / 24°C WBT olarak sabitlenmiştir. CoilDesigner analizlerinde, deneysel çalışmalarda kullanılan cihazlardan doğrudan alınan giriş parametreleri (hava debisi, giriş hava sıcaklığı, bağıl nem, akışkan tipi ve pas dağılımı) kullanılmış ve böylece laboratuvar ile yazılım arasında koşulların birebir uyumlu olması sağlanmıştır. Deneylerde, evaporatör yüzeyinin farklı bölgelerinde (giriş, orta ve çıkış noktaları) yerleştirilen termoçiftler ile sıcaklık ölçümleri yapılmış, üfleme havası sıcaklıkları ve toplam kapasite değerleri kayıt altına alınmıştır. CoilDesigner analizlerinde de aynı ölçüm noktalarına karşılık gelen sanal veriler elde edilerek karşılaştırma yapılmıştır. Ölçümler sırasında elde edilen veri setleri, kapasite değerleri ve sıcaklık dağılımları açısından hem sayısal hem de grafiksel olarak değerlendirilmiştir. Sonuçlar, CoilDesigner analizleri ile deneysel sonuçların genel eğilimlerinin yüksek oranda uyumlu olduğunu göstermektedir. Yüksek performans sergileyen pas dizilimleri, hem analizlerde hem de deneylerde yüksek kapasite ve dengeli sıcaklık profilleri ile öne çıkmıştır. Kapasite değerlerinde %3–10 aralığında sapmalar gözlenirken, sıcaklık profillerinde özellikle çıkış bölgelerinde daha belirgin farklar tespit edilmiştir. Bu farklılıkların başlıca nedenleri; hava dağılımındaki homojensizlik, yüzey ıslaklık etkileri, termoçift konumlandırma toleransları ve CoilDesigner yazılımının ideal akış varsayımlarıdır. Bu çalışma, laboratuvar ortamında gerçekleştirilen deneylerin ve yazılım tabanlı analizlerin aynı doğrultuda eğilim sergilediğini ortaya koymaktadır. Bu uyum, ürün geliştirme sürecinde yalnızca yazılım tabanlı analizlerin kullanılarak ön değerlendirme yapılmasını mümkün kılmakta; böylece gereksiz testlerin önüne geçerek malzeme tüketimi, operatör zamanı ve enerji maliyetlerinde kayda değer tasarruf sağlamaktadır. Ayrıca, geliştirme süresinin kısalması ve prototip imalatı ihtiyacının azalması sayesinde hem mühendislik verimliliği hem de sürdürülebilirlik açısından önemli katkılar sunmaktadır.

Anahtar Kelimeler: Evaporatör, CoilDesigner, Psikometrik Oda, EN 14511, Pas Dizilimi, Isı Değiştirici Analizi.

NUMERICAL AND EXPERIMENTAL ANALYSIS OF THE EFFECTS OF EVAPORATOR PASS DESIGN ON CAPACITY AND PASS TEMPERATURE DISTRIBUTION IN AIR CONDITIONERS

Abstract: In this study, experimental tests of three different evaporator configurations with various pass arrangements were conducted in psychrometric rooms in accordance with the EN 14511 standard, and the results were compared with analysis data obtained from the CoilDesigner software. The configurations examined are as follows: Pass Arrangement A – 5 mm diameter tubes with 2 inlets–2 outlets; Pass Arrangement B – 5 mm diameter tubes with 3 inlets–3 outlets; Pass Arrangement C – 7 mm diameter tubes with 3 inlets–3 outlets. All tests were carried out in psychrometric-type test rooms commonly used for performance measurement of air-conditioning units. During the experiments, the indoor conditions were maintained at 27°C DBT / 19°C WBT and outdoor conditions at 35°C DBT / 24°C WBT. In the CoilDesigner analyses, input parameters such as airflow rate, inlet air temperature, relative humidity, refrigerant type, and pass arrangement were directly taken from the tested units, ensuring identical conditions between laboratory and software simulations. During the experiments, thermocouples were placed at different regions of the evaporator surface (inlet, middle, and outlet points) to measure temperatures, while supply air temperatures and total cooling capacities were recorded. In the CoilDesigner analyses, virtual data corresponding to

the same measurement points were obtained for comparison. The collected datasets were evaluated both numerically and graphically in terms of capacity values and temperature distributions. The results showed a high degree of consistency between the general trends of CoilDesigner simulations and experimental outcomes. High-performance pass arrangements demonstrated superior capacity and balanced temperature profiles in both the simulations and the laboratory measurements. Deviations in capacity values ranged from 3% to 10%, while more significant differences were observed in temperature profiles, particularly at the outlet region. The main reasons for these discrepancies were identified as non-uniform air distribution, surface wetting effects, thermocouple placement tolerances, and idealized flow assumptions in the CoilDesigner model. This study demonstrates that experimental results and software-based analyses exhibit the same directional trend. Such consistency enables preliminary evaluations to be conducted solely through software analyses during the product development process, thereby preventing unnecessary repeat testing and achieving significant savings in material consumption, operator time, and energy costs. Additionally, the reduction in development time and the decreased need for prototype manufacturing provide substantial benefits in terms of engineering efficiency and sustainability.
Keywords: Evaporator, CoilDesigner, Psychrometric Room, EN 14511, Pass Arrangement, Heat Exchanger Analysis

GİRİŞ

Klima ve ısı pompası sistemlerinde kullanılan evaporatörler, soğutma çevriminde iç ortam havasının soğutulması ve neminin alınması görevini üstlenen en kritik ısı değiştiricilerden biridir. Evaporatör tasarımında; boru çapı, pas dizilimi, kanat geometrisi, hava debisi ve akışkan özellikleri gibi parametreler, sistem performansını doğrudan etkilemektedir [1–3]. Günümüzde, enerji verimliliği gerekliliklerinin artması ve çevresel etkenlerin önem kazanması ile birlikte, evaporatör tasarımlarının optimizasyonu hem üretim maliyetlerini düşürmek hem de cihazların COP (Coefficient of Performance) değerlerini yükseltmek açısından kritik hale gelmiştir.

Performans değerlendirmelerinde kullanılan psikometrik test odaları, EN 14511 standardında tanımlanan koşulları sağlayarak iklimlendirme cihazlarının soğutma ve ısıtma kapasitesi, enerji tüketimi ve sıcaklık dağılımlarının hassas bir şekilde ölçülmesine olanak tanır. Bu odalarda gerçekleştirilen testler, gerçek kullanım koşullarına yakın sonuçlar sunar ve ürün doğrulama sürecinde nihai karar mekanizması olarak önemli bir rol oynar [4]. Ancak, bu tür testler; yüksek kurulum ve işletme maliyeti, uzun süreli ölçüm gereksinimi ve prototip imalatı zorunluluğu nedeniyle ürün geliştirme sürecinde sınırlı sayıda tekrarlanabilmektedir.

Bu nedenle, sayısal analiz araçları ve ısı değiştirici simülasyon yazılımları, ürün geliştirme sürecinde ön değerlendirme aracı olarak giderek daha fazla tercih edilmektedir. Bu yazılımlar, deney öncesinde farklı tasarım senaryolarının hızlı ve düşük maliyetli şekilde değerlendirilmesini sağlar. CoilDesigner, bu alanda yaygın olarak kullanılan ve kullanıcıya kanatlı borulu ısı değiştiricilerin termal-hidrolik performansını tahmin etme imkânı sunan bir yazılım platformudur [5]. Program; kanat geometrisi, boru düzeni, pas dizilimi, akışkan özellikleri, hava koşulları gibi birçok parametreyi kullanıcı tarafından tanımlanabilmekte ve detaylı performans çıktıları üretebilmektedir.

Bununla birlikte, yazılım tabanlı analizlerin doğruluğu, kullanılan modellerin varsayımları, giriş parametrelerinin gerçek cihazdan alınma hassasiyeti ve fiziksel etkilerin (örneğin yüzey ıslaklığı, hava akış homojenliği) modele dahil edilip edilmemesi gibi faktörlere bağlı olarak değişmektedir [6–8]. Bu nedenle, laboratuvar ortamında elde edilen veriler ile yazılım analizlerinin karşılaştırılması, hem yazılımın güvenilirliğini hem de tasarım sürecindeki kullanım potansiyelini ortaya koymak açısından önemlidir.

Bu çalışmada, farklı pas dizilimlerine sahip üç farklı evaporatör konfigürasyonu için EN 14511 standardına uygun psikometrik odalarda gerçekleştirilen deneysel testler ile CoilDesigner yazılımı kullanılarak yapılan sayısal analiz sonuçları karşılaştırılmıştır. Çalışmanın amacı; yazılım sonuçlarının laboratuvar verileri ile uyum düzeyini incelemek, farklı pas dizilimlerinin performansa etkilerini belirlemek ve bu doğrultuda ürün geliştirme sürecinde yazılım analizlerinin ön değerlendirme aracı olarak kullanılabilirliğini ortaya koymaktır.

METODOLOJI

Bu çalışmada, farklı pas dizilimlerine sahip üç ayrı evaporatör konfigürasyonu için deneysel ve sayısal analizler gerçekleştirilmiş ve sonuçlar karşılaştırılmıştır. Deneysel çalışmalar EN 14511 standardına uygun psikometrik tip test odalarında yürütülmüş, sayısal analizler ise CoilDesigner yazılımı kullanılarak aynı giriş koşulları altında gerçekleştirilmiştir. Metodoloji, deneysel test düzeneklerinin tanımlanması, ölçüm yöntemleri, veri toplama süreci ve sayısal analiz adımlarını kapsamaktadır.

Deneysel Çalışma

Test dası ve standartlar

Deneysel çalışmalar, iklimlendirme cihazlarının performans ölçümleri için tasarlanmış, sıcaklık ve nem kontrolü hassas şekilde yapılabilen psikometrik tip test odalarında gerçekleştirilmiştir. Test odaları, EN 14511 standardında belirtilen toleranslara uygun olarak

çalıştırılmıştır. İç ve dış oda sıcaklık ve nem değerleri standartta tanımlandığı şekilde stabilize edilmiştir. Deney koşulları:

İç ortam: 27°C DBT (Dry Bulb Temperature) / 19°C WBT (Wet Bulb Temperature)

Dış ortam: 35°C DBT / 24°C WBT

Bu koşullar, hem deneysel ölçümlerde hem de CoilDesigner analizlerinde birebir aynı şekilde uygulanmıştır.

Evaporatör konfigürasyonları

Çalışmada incelenen üç farklı evaporatör konfigürasyonu şu şekildedir:

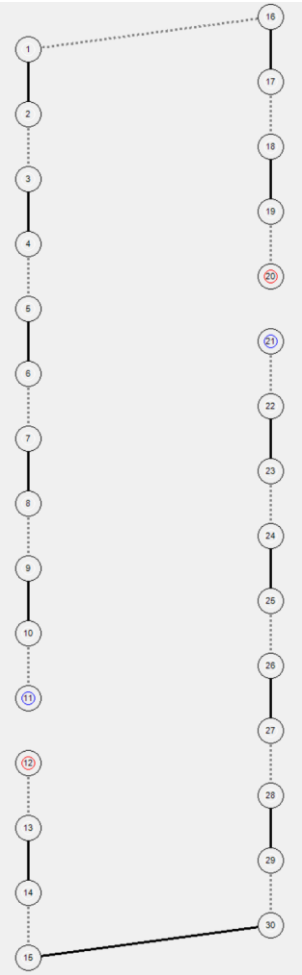
Pas Dizilimi A: 5 mm çaplı borular, 2 giriş – 2 çıkış pas yapısı [Şekil-1]

Pas Dizilimi B: 5 mm çaplı borular, 3 giriş – 3 çıkış pas yapısı [Şekil-2]

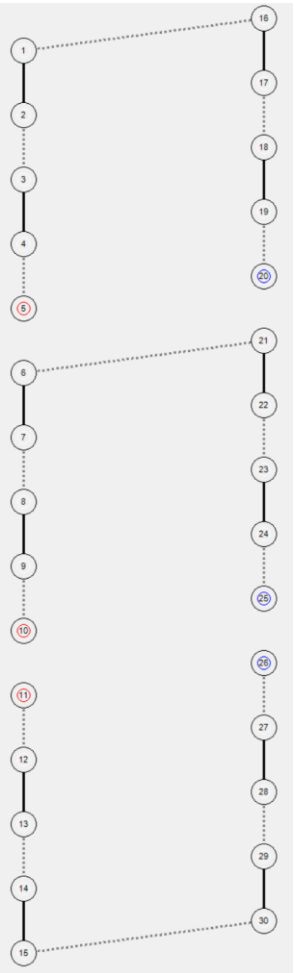
Pas Dizilimi C: 7 mm çaplı borular, 3 giriş – 3 çıkış pas yapısı [Şekil-2]

Pas dizilimleri, boru çapı ve giriş/çıkış sayısındaki farklılıklar nedeniyle hem ısı transfer alanı hem de hava akışı karakteristikleri açısından değişkenlik göstermektedir.

Şekil 1 ve 2 de Kırmızı daire ile gösterilen borular evaporatör giriş boruları, mavi ile gösterilen borular ise evaporatör çıkış borularını temsil etmektedir. Evaporatöre boru giriş çıkışlarınun bulunduğu kesitten bakıldığında tam çizgiler pasların bakır boru ile bağlı olduğunu, kesikli çizgiler ise evaporatörün arka kısmından pasların birbirlerine bağlandığını tarif etmektedir. Ayrıca tüm segment numaraları belirtilmiştir.



Şekil-1



Şekil-2

Ölçüm yöntemi

Evaporatör performansının değerlendirilmesi için hem termal hem de kapasite ölçümleri yapılmıştır:

Sıcaklık Ölçümleri: Evaporatör yüzeyinde giriş, orta ve çıkış bölgelerine yerleştirilen termoçiftler sıcaklıkları ölçülmüştür. Termoçiftler, boru yüzeyine temas edecek şekilde monte edilmiş ve kablo bağlantılarında ısı kayıplarını önlemek amacıyla izolasyon uygulanmıştır.

Kapasite Ölçümleri: Psikometrik odada yer alan debimetreler ve nem/sıcaklık sensörleri kullanılarak hava tarafı entalpi yöntemi ile soğutma kapasitesi hesaplanmıştır.

Sayısal Analiz (CoilDesigner)

Giriş parametreleri

CoilDesigner analizlerine girilen parametreler, deneysel çalışmalarda kullanılan cihazdan doğrudan alınmıştır. Böylece, deney ve analiz koşulları birebir eşleşmiştir.

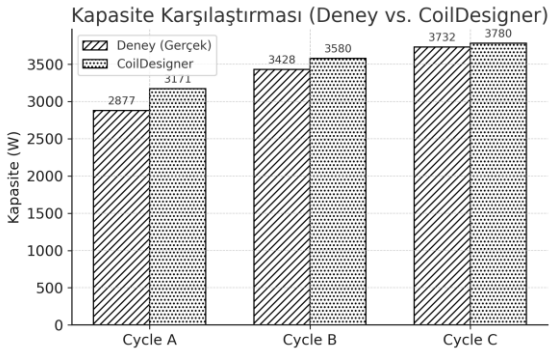
Kullanılan başlıca giriş parametreleri:

Hava tarafı giriş koşulları: Sıcaklık (27°C DBT / 19°C WBT), hava debisi (Cycle'a özgü ölçülen değerler)
Soğutucu akışkan: R32
Akışkan tarafı giriş koşulları: Kütlesel debi, giriş basıncı, giriş sıcaklığı (deney verilerinden)
Geometrik parametreler: Boru çapı, kanat aralığı, pas dizilimi, sıra sayısı, boru sayısı, kanat malzemesi özellikleri

Çıktılar ve karşılaştırma yöntemi

Yazılım çıktıları arasında, evaporatörün hava tarafı sıcaklık profili, toplam soğutma kapasitesi, yüzey ıslaklık oranı ve basınç kayıpları yer almaktadır. Bu çalışmada, özellikle kapasite değerleri ve giriş–çıkış sıcaklık farkları deneysel veriler ile karşılaştırılmıştır.

Grafiksel karşılaştırmalar [Şekil 3. Kapasite Karşılaştırma Grafiği] ve [Şekil 4. Sıcaklık Dağılımı Tablosu] ile görselleştirilmiştir.



Şekil 3: Kapasite Karşılaştırması (Deney vs. Coildesigner)

Pas Dizilimi A				
Konum	**Segment**	**Deney (°C)**	**Coildesigner (°C)**	**Fark (°C)**
Evaporatör Giriş-1 Sıcaklığı	20	14,06	9,81	4,25
Evaporatör Giriş-2 Sıcaklığı	12	14,75	9,81	4,94
Evaporatör Orta-1 Sıcaklığı	2	12,08	8,38	3,70
Evaporatör Orta-2 Sıcaklığı	29	12,46	7,83	4,63
Evaporatör Çıkış-1 Sıcaklığı	11	14,72	25,55	-10,83
Evaporatör Çıkış-2 Sıcaklığı	21	9,00	20,16	-11,16
Pas Dizilimi B				
Konum	**Segment**	**Deney**	**Coildesigner**	**Fark (°C)**
Evaporatör Giriş-1 Sıcaklığı	5	11,22	9,81	1,41
Evaporatör Giriş-2 Sıcaklığı	10	11,16	9,81	1,35
Evaporatör Giriş-3 Sıcaklığı	11	11,05	9,81	1,24
Evaporatör Orta-1 Sıcaklığı	1	10,66	8,72	1,94
Evaporatör Orta-2 Sıcaklığı	6	11,13	8,68	2,45
Evaporatör Orta-3 Sıcaklığı	15	11,25	8,65	2,60
Evaporatör Çıkış-1 Sıcaklığı	20	8,43	11,32	-2,89
Evaporatör Çıkış-2 Sıcaklığı	25	8,30	13,28	-4,98
Evaporatör Çıkış-3 Sıcaklığı	26	13,66	14,67	-1,01
Pas Dizilimi C				
Konum	**Segment**	**Deney**	**Coildesigner**	**Fark (°C)**
Evaporatör Giriş-1 Sıcaklığı	5	10,45	9,82	0,63
Evaporatör Giriş-2 Sıcaklığı	10	9,89	9,82	0,07
Evaporatör Giriş-3 Sıcaklığı	11	9,69	9,82	-0,13
Evaporatör Orta-1 Sıcaklığı	1	10,43	9,55	0,88
Evaporatör Orta-2 Sıcaklığı	6	10,67	9,55	1,12
Evaporatör Orta-3 Sıcaklığı	15	10,37	9,55	0,82
Evaporatör Çıkış-1 Sıcaklığı	20	10,24	11,14	-0,90
Evaporatör Çıkış-2 Sıcaklığı	25	10,41	11,28	-0,87
Evaporatör Çıkış-3 Sıcaklığı	26	9,68	11,42	-1,74

Şekil 4: Segment Sıcaklık Değerleri

BULGULAR VE TARTIŞMA

Bu çalışmada üç farklı evaporatör pas dizilimi için hem CoilDesigner yazılımından elde edilen analiz sonuçları hem de EN 14511 standardına uygun psikometrik oda testleri değerlendirilmiş ve karşılaştırılmıştır. Bulgular, sistem performansı açısından kapasite, üfleme sıcaklığı ve evaporatör yüzey sıcaklık profilleri olmak üzere üç ana başlık altında incelenmiştir.

Kapasite Sonuçları

Her üç konfigürasyonda da yazılım ve deney sonuçlarının genel eğilimlerinin örtüştüğü gözlenmiştir ([Şekil 3]). Özellikle yüksek performans sergileyen konfigürasyonlarda CoilDesigner analizleri ile deney sonuçları arasındaki fark %3–10 aralığında kalmıştır. Bu oran, literatürde sabit koşullu psikometrik testler ile yazılım modellemelerinin karşılaştırıldığı çalışmalarda rapor edilen tipik sapma aralıklarıyla uyumludur (Zhao et al., 2017; Song ve ark., 2020).

Gözlenen bu sapma değerleri, modelin özellikle daha büyük çaplı borular ve daha fazla giriş/çıkış konfigürasyonlarında deney sonuçlarına daha yakın tahminler yaptığını göstermektedir. Bu durum, yüksek ısı transfer alanı ve düşük basınç düşüşü sağlayan tasarımlarda modelin varsayımlarının gerçek koşullara daha iyi uyması ile açıklanabilir.

Üfleme Sıcaklığı Karşılaştırması

Üfleme sıcaklığı sonuçları, kapasite farklarının bir yansıması olarak benzer eğilim göstermektedir.

1. Cycle: Deney 15,19 °C, yazılım 14,91 °C
2. Cycle: Deney 13,88 °C, yazılım 12,88 °C
3. Cycle: Deney 12,27 °C, yazılım 10,89 °C

Özellikle Cycle C'de üfleme sıcaklığındaki farkın daha belirgin olması, soğutma kapasitesinin yüksek olduğu konfigürasyonlarda modelin hava–soğutucu etkileşimini eksik tahmin edebileceğini düşündürmektedir. Bu tür farklar, literatürde model–deney uyumsuzluklarının en çok ısı transfer katsayılarının ıslak yüzey koşullarında değişmesi nedeniyle oluştuğu şeklinde açıklanmaktadır (Domanski, 2005).

Evaporatör yüzeyinde farklı noktalardan alınan sıcaklık ölçümleri, sistemin ısı transfer homojenliğini değerlendirmek için önemli bir göstergedir ([Şekil 4]). Ölçümler, hem giriş hem orta hem de çıkış bölgelerinde deney ve yazılım sonuçlarının benzer trendler sergilediğini, ancak mutlak değerler açısından çıkış bölgelerinde sapmaların arttığını ortaya koymuştur.

Cycle A'da çıkış sıcaklıklarında deney–yazılım farkı +10 °C'ye kadar ulaşmıştır. Bu durumun muhtemel sebebi, testlerde hava dağılımının homojen olmaması ve lokal yüzey ıslaklık etkileridir.

Cycle B ve C'de farklar daha düşük olmakla birlikte, yine çıkış bölgesinde 2–3 °C sapmalar görülmüştür.

Literatürde benzer gözlemler, yoğuşma bölgelerinde yazılımın ısı transfer katsayısını sabit kabul etmesi ve hava tarafı sınır tabaka etkilerini ihmal etmesi ile ilişkilendirilmiştir (Wang et al., 2015).

Genel Değerlendirme

Elde edilen bulgular, CoilDesigner yazılımının trend tahmininde güçlü, mutlak değer tahmininde ise özellikle çıkış bölgesi sıcaklıklarında dikkatli kullanılmasını gerektiren bir araç olduğunu göstermektedir.
Bununla birlikte, yazılım tabanlı analizlerin ürün geliştirme sürecinde ön eleme ve tasarım optimizasyonu amacıyla kullanılması, gereksiz prototip üretimini azaltarak malzeme, işçilik ve enerji tasarrufu sağlamaktadır. Bu durum, sürdürülebilir ürün geliştirme yaklaşımı açısından önemli bir avantajdır.

SONUÇLAR

Bu çalışmada, klima evaporatörleri için üç farklı pas diziliminin performansı hem EN 14511 standardına uygun psikometrik oda testleri hem de CoilDesigner yazılımı kullanılarak analiz edilmiştir. Amaç, yazılım tabanlı tahminlerin deneysel sonuçlarla ne ölçüde örtüştüğünü belirlemek ve bu uyumun ürün geliştirme sürecine olan etkilerini ortaya koymaktır.

Elde edilen bulgular aşağıda özetlenmiştir:

Yüksek Eğilim Uyum Oranı:
Tüm konfigürasyonlarda CoilDesigner analizleri ile deneysel veriler arasında genel eğilim açısından yüksek uyum sağlanmıştır. Kapasite farkları %1,3 ile %10,2 arasında değişmiş, bu oran literatürde benzer model–deney karşılaştırmaları için rapor edilen tipik değerler ile örtüşmüştür.

Konfigürasyon Etkisi:
Daha büyük boru çaplı (Ø7 mm) ve daha fazla giriş/çıkışa sahip konfigürasyonlarda model–deney farkı minimum seviyeye inmiştir. Bu durum, model varsayımlarının yüksek ısı transfer alanı sağlayan tasarımlarda gerçek koşullara daha uygun olduğunu göstermektedir.

Üfleme Sıcaklığı ve Sıcaklık Profili:
Üfleme sıcaklıklarında ve evaporatör yüzey sıcaklık profillerinde trendler benzer olsa da, özellikle çıkış bölgelerinde mutlak farklar daha belirgindir. Bunun başlıca sebepleri hava dağılımındaki homojensizlik, yüzey ıslaklık etkileri ve termokupl yerleşim toleranslarıdır.

Yazılımın Gücü ve Sınırlamaları:
CoilDesigner, trend tahmini ve tasarım karşılaştırmalarında güvenilir sonuçlar sunarken; çıkış sıcaklıkları gibi hassas lokal parametrelerde deneysel doğrulama gereklidir. Bu nedenle yazılımın tek başına nihai karar aracı olarak değil, ön değerlendirme ve optimizasyon aracı olarak kullanılması önerilmektedir.

Ürün Geliştirme Sürecine Katkılar:
Deney–yazılım uyumunun yüksek olması, erken tasarım aşamalarında yalnızca yazılım tabanlı analizlerle ön eleme yapılmasını mümkün kılmaktadır. Bu yaklaşım, gereksiz prototip üretimini ve tekrar testlerini azaltarak malzeme tasarrufu, operatör zamanı optimizasyonu ve enerji tüketiminde düşüş sağlamaktadır. Ayrıca, geliştirme süresinin kısalması, pazara çıkış süresini hızlandırarak rekabet avantajı sunmaktadır.

Sürdürülebilirlik Açısından Önemi:
Malzeme kullanımının azalması ve enerji tüketiminin düşmesi, yalnızca maliyet optimizasyonu değil aynı zamanda karbon ayak izinin azaltılması anlamına gelmektedir. Böylece çalışma, mühendislik verimliliğini artırırken aynı zamanda sürdürülebilir ürün geliştirme hedeflerine de katkı sağlamaktadır.

Sonuç olarak, bu çalışma deneysel testler ile yazılım tabanlı analizlerin birlikte kullanımının, HVAC ürün geliştirme süreçlerinde hem teknik doğruluk hem de kaynak verimliliği açısından güçlü bir yaklaşım sunduğunu ortaya koymuştur. Gelecek çalışmalarda, model–deney uyumunu daha da artırmak için CoilDesigner yazılımında ıslak yüzey ısı transfer katsayısı ve hava dağılımı modellemelerinin iyileştirilmesi önerilmektedir.

KAYNAKLAR

[1] EN 14511-1:2018, Air conditioners, liquid chilling packages and heat pumps with electrically driven compressors for space heating and cooling – Part 1: Terms and definitions.

[2] EN 14511-2:2018, Air conditioners, liquid chilling packages and heat pumps with electrically driven compressors for space heating and cooling – Part 2: Test conditions.

[3] EN 14511-3:2018, Air conditioners, liquid chilling packages and heat pumps with electrically driven compressors for space heating and cooling – Part 3: Test methods.

[4] CoilDesigner® Software User Manual, Thermal Systems Analysis Lab – The Pennsylvania State University, 2023.

[5] I.H. Bell, Using CoilDesigner for HVAC Heat Exchanger Analysis: Modeling Best Practices, TSAL, 2022.

[6] P.S. Hrnjak and A.D. Litch, "Microchannel Heat Exchangers – Recent Advances and Applications in HVAC&R," International Journal of Refrigeration, vol. 33, no. 2, pp. 418–432, 2010.

[7] C.C. Wang, C.J. Lee, C.T. Chang, and C.K. Chen, "Performance of Finned Tube Heat Exchangers with Different Tube Diameters," Applied Thermal Engineering, vol. 19, no. 8, pp. 807–819, 1999.

[8] P.A. Domanski, "Simulation of an Evaporator with Nonuniform Air Distribution," ASHRAE Transactions, vol. 97, no. 1, pp. 793–802, 1991.

[9] S.G. Kandlikar and W.J. Grande, "Evolution of Microchannel Flow Passages – Thermohydraulic Performance and Manufacturing Techniques," Heat Transfer Engineering, vol. 24, no. 1, pp. 3–17, 2003.

[10] F.P. Incropera and D.P. DeWitt, Fundamentals of Heat and Mass Transfer, 7th ed., Wiley, 2011.

DIŞ HAVA HIZININ BİNA ENERJİ PERFORMANSINA ETKİSİ

Simge Yüksel*, Aleyna Sarıyıldız*, Batuhan Göçen, Ümit Ünver***

*Yalova Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makine Mühendisliği Bölümü, 77200 Merkez, YALOVA
simgeeyuksell@hotmail.com, aleynasariyldiz@gmail.com, umitunver@gmail.com

**Korkmaz Mutfak Eşyaları Ar-Ge Merkezi, 34959 Tuzla, İSTANBUL, batuhan.gocen@korkmaz.com.tr

Özet: Bu makale, dış hava hızının bina enerji performansı üzerindeki etkisini analitik olarak incelemektedir. Enerjinin verimli kullanımı ve enerji tasarrufu günümüzde giderek daha önemli hale gelmektedir. Binalar, küresel enerji tüketiminin yaklaşık üçte birini oluşturmaktadır. Türkiye'de nihai enerji tüketiminin %35'i binalarda gerçekleşmekte olup, bunun %65'i ısıtma, soğutma ve havalandırmaya harcanmaktadır. Makalede, dış hava sıcaklığı ve rüzgar hızının bina enerji hesabı ve iç mekan sıcaklığını etkileyen önemli parametrelerden olduğu belirtilmiştir. Bina kabuğunun çevre sıcaklığı, güneş ışınımı ve rüzgar hızı gibi dış iklim koşullarıyla etkileşimi sonucunda bina içi sıcaklık değişmektedir. Yapılan araştırmalar, binalarda en fazla ısı kaybının sırası ile dış duvarlar, pencereler, tavan-çatı ve döşemelerden oluştuğunu göstermektedir. Çalışmada, farklı katmanlardan oluşan bir duvar örneği üzerinde değişken rüzgar hızı ve hava sıcaklığının bina enerji performansına etkisi incelenmiştir. Analizler, TS825 standardına uygun dört katmanlı bir dış duvar modeli üzerinden gerçekleştirilmiştir. Rüzgar hızının artmasıyla birlikte, bina yüzeylerinde oluşan ısı kaybının arttığı ve bunun enerji tüketiminde artışa yol açacağı gözlemlenmiştir. Düşük dış hava sıcaklıklarının da ısı kaybını artırdığı ve binanın enerji ihtiyacını artırdığı belirlenmiştir. Makalenin bulgularına göre, rüzgar hızının artması ile binadaki ısı kaybı belirli bir değere kadar artış göstermekte, ardından artış hızı yavaşlayarak sabitlenmektedir. En çok ısı kaybı -5 derece hava sıcaklığında 50 m/s rüzgar hızı için gözlemlenirken, en az ısı kaybı 10 derece hava sıcaklığında 1 m/s rüzgar hızı için görülmüştür. Sonuç olarak, dış hava hızının ve sıcaklığının bina enerji performansına etkisini en aza indirmek için doğru malzeme seçimi, etkin cephe tasarımları ve ısı yalıtımı gibi faktörlere önem verilmesi gerektiği vurgulanmıştır. Bu önlemlerin enerji tasarrufu sağlamanın yanı sıra iç mekan konforunu korumaya ve sürdürülebilir enerji kullanımına katkıda bulunmaya yardımcı olduğu belirtilmiştir.
Anahtar Kelimeler: Rüzgâr hızı, ısı kaybı, sürdürülebilir yapılar, yapı malzemeleri, enerji kaybı

IMPACT OF OUTDOOR AIR VELOCITY ON BUILDING ENERGY PERFORMANCE

Abstract: This article analytically examines the impact of outdoor air velocity on building energy performance. The efficient use of energy and energy conservation are becoming increasingly important in today's world. Buildings account for approximately one-third of global energy consumption. In Turkey, 35% of final energy consumption occurs in buildings, with 65% of this used for heating, cooling, and ventilation. The article highlights that outdoor air temperature and wind speed are among the key parameters influencing building energy calculations and indoor temperature. The interaction between the building envelope and external climatic conditions—such as ambient temperature, solar radiation, and wind speed—results in variations in indoor temperature. Research indicates that the greatest heat losses in buildings occur through external walls, windows, roofs/ceilings, and floors, respectively. In the study, the effects of varying wind speeds and air temperatures on building energy performance were investigated using a wall model composed of multiple layers. The analyses were conducted based on a four-layer external wall model compliant with the TS825 standard. It was observed that as wind speed increases, heat loss on building surfaces also increases, leading to higher energy consumption. It was also found that low outdoor air temperatures increase heat loss and thus raise the building's energy demand. According to the findings, as wind speed increases, heat loss within the building rises up to a certain point, after which the rate of increase slows and eventually stabilizes. The highest heat loss was observed at an outdoor temperature of -5°C with a wind speed of 50 m/s, while the lowest was recorded at an

outdoor temperature of 10°C and a wind speed of 1 m/s. In conclusion, the study emphasizes the importance of appropriate material selection, effective façade design, and thermal insulation to minimize the impact of outdoor air velocity and temperature on building energy performance. These measures are noted to contribute not only to energy savings but also to the maintenance of indoor comfort and the promotion of sustainable energy use.
Keywords: Wind speed, heat loss, sustainable buildings, building materials, energy loss

GİRİŞ

Türkiye gelişmekte olan ülkeler içinde, enerji talebinin en hızlı arttığı ülkeler arasında yer almaktadır. Dolayısıyla ülkemizde enerjinin verimli kullanılması son zamanlarda en önemli gündem maddelerinin arasına girmiştir. 2007 Enerji Verimliliği Kanunun yürürlüğe girmesiyle, EİE'nin (Enerji İşleri Genel Müdürlüğü) yayınladığı rapora göre endüstride %15, binalarda %35 ve ulaşımda ise %15 enerji tasarrufu yapılabilir durumdadır (Demir, Çıracı, Kaya, & Ünver, 2020). Enerji daha etkili nasıl kullanılabilir ve enerji tasarrufu nasıl sağlanabilir sorularına cevap bulmak için bilim insanlarımız çalışmalar yürütmektedirler (Yaka, Önal, Koçer , & Güngör, 2016).

Günümüzde enerjinin verimli kullanımı ve enerji tasarrufu giderek daha önemli hale gelmektedir. Enerji verimliliği kavramı, binalarda yaşam ve hizmet kalitesinde, sanayi işletmelerinde ise üretim kalitesinde ve miktarında düşüşe neden olmadan birim veya ürün miktarı başına enerji tüketiminin azaltılmasıdır. Daha az enerji girdisi ile aynı ürün çıktısının elde edildiği her operasyonda verimlilik sağlanmaktadır. Binalar, küresel enerji tüketiminin yaklaşık üçte birini oluşturmaktadır. Bu tüketim esnasında yenilenebilir enerji kaynaklarının kullanımı ve binalarda enerji performansının sürdürülebilir olması önem arz etmektedir (Ulusal Tesisat Mühendisliği , 2023). Enerji etüdü, binalardaki enerji kayıplarını tespit etmeyi, düşük enerji performans nedenlerini teşhis etmeyi ve enerji performansının iyileştirilmesini amaçlar (Wang, Yan, & Xiao).

Yapılan araştırmalar, dünyadaki enerji tüketiminin önemli bir kısmının bina kaynaklı olduğunu göstermektedir. Avrupa Birliği ülkelerinde binaların, toplam enerji tüketimindeki payının %40 mertebelerinde olduğu ifade edilmektedir (ÖZDOĞAN, SUNGUR, NAMLI, TOPALOĞLU, & DURMUŞ, 2015). Enerji tüketim payının %21'lik kısmı konutlara, %18'lik kısmı ise ticari binalara ait olmaktadır (Küçükkaya, 2018). Türkiye'de nihai enerji tüketiminin %35'i binalarda gerçekleşmektedir. Binalarda ısıtma, soğutma ve havalandırmaya harcanan enerji %65 oranındadır (Bulut, Demirtaş, & Beyazit).

Konut sektörü, enerji verimliliği konusunda son 15 yıllık dönemde en hızlı gelişme gösteren sektör konumuna gelmiştir (SOĞUKOĞLU & VATAN, 2014). Bina enerji performansı konulu çalışmalar incelendiğinde, problemlerin mevzuattan kaynaklanmadığı, hatta yönetmelik ve yönergelerin çoğu zaman en güncel uluslararası standartları karşıladığı ancak uygulama aşamasında yeterli özenin gösterilmediği, sonrasında ise yeterince denetlenmediği tespit edilmiştir. (Yıldız, 2024).

Dış sıcaklık verisi, binanın enerji performansını ve iç mekân sıcaklığını etkileyen önemli parametrelerden birisidir (Altun, Akçamete , & Akgül, 2020). Bina kabuğunun çevre sıcaklığı, güneş ışınımı, rüzgâr hızı gibi dış iklim koşullarıyla etkileşimi sonucu bina içi sıcaklık değişmektedir. Binanın formu ve biçim faktörü bina kabuğu alanını belirlerken, kabuğu oluşturan malzemeler ise termofiziksel özellikleri nedeniyle, binanın ısı kayıp ve kazancı üzerinde önemli etkiye sahiptir (ÖZBALTA & YILDIZ, 2019).

Bina ve bina grupları tasarlanırken, binaların güneş ve rüzgâr alım açılarını düzenlemek için her bir bina arasında uygun mesafeler bırakılmalıdır (ÇETİNTAŞ, 2019). Duvar üzerinden mevsimlere göre ısı kazancı veya kaybı binaların iç ortam sıcaklığını belirleyen etken olarak kabul edilmektedir. Isı kazançları ve kayıpları karmaşık ve gün boyunca sürekli değişen iklim etmenlerinden etkilenmektedir (Duman Altan & Sağbaş, 2020), (Koca, 2006).

Yapı elemanları, sürekli değişen dış iklimsel koşulların etkisi altında kalmaktadır. Dolayısıyla bina içerisinde istenen ısıl konfor şartları duvar, pencere, kapı, döşeme, çatı vb. dış cephe yapı elemanları ile doğrudan ilişkilidir (Kiper Yılmaz, 2009).

Binalarda ısı kayıpları, her ne kadar binanın mimari projesine ve durumuna göre değişse de genel olarak; çok katlı bir konut için, toplam ısı kaybının %40'ı dış duvarlardan, %30'u pencerelerden, %7'si çatılardan, %6'sı bodrum döşemesinden ve %17'si hava kaçaklarından oluşur. Tek katlı bir konutta ısı kayıpları dış duvarlardan %25, çatıdan %22, pencerelerden %20, bodrumdan %20 ve hava kaçaklarından %13 olarak belirlenmiştir (YILMAZ, 2012). Bu rakamlardan da anlaşılacağı gibi, binalarda en fazla ısı kaybı sırası ile dış duvarlar, pencereler, tavan-çatı ve döşemelerden oluşmaktadır (Koçu & Dereli, 2010).

Rüzgâr hızının bina enerji performansı üzerindeki etkisini kontrol altında tutmak için doğru yalıtım ve cephe tasarımları yapılmalıdır. Özellikle, farklı yönlerden gelen rüzgâr hızı ile etkileşimi incelenerek, doğru malzeme seçimi ile enerji verimliliğinin arttırılabileceği görülmüştür. Yalıtımın artırılması, rüzgârın sebebiyle olan ısı kaybını azaltarak enerji tasarrufunu artırmaktadır (Gelişen & Guzelkokar, 2019), (Caglayan, Ozorhon, & Ilicali, 2022).

Bu çalışmada, farklı katmanlardan oluşan, ve ülkemizdeki yapılarda en çok tercih edilen, Şekil 1'deki gibi bir duvar örneği üzerinde değişken rüzgâr hızı ve hava sıcaklığının bina enerji performansına olan etkisi incelenmiştir. Rüzgâr hızı ve hava sıcaklığı değişimi, duvardan ısı kaybını ve dolayısıyla enerji tüketimini artırarak, enerji verimini olumsuz yönde etkileyebilir. Bu değişkenlerin bina tasarımındaki etkileri, analitik olarak analiz edilmiştir. Enerji verimliliği hesaplamalarında, rüzgâr hızı ve hava sıcaklığındaki değişikliklerin dikkate alınması önemlidir. Bu çalışma, akademik literatüre yeni bir bakış açısı kazandırmayı ve pratikte uygulanabilir çözümler sunmayı amaçlamaktadır.

MATERYAL ve METOT

Aralık 2013'te Resmî Gazete de yayımlanan TS 825'e göre 5 tane yalıtım bölgesine ayrılmıştır. 1 inci bölge ısıtma enerjisi ihtiyacı en az olan bölge olurken, 5'inci bölge en fazla ihtiyaç olan bölgedir (Usta, 2009). Yapılan bu çalışmada ısı kaybı analizleri gerçekleştirilirken, Marmara Bölgesi'nde yer alan İstanbul ili (TS825 standardında 2. Bölgede bulunmaktadır) için Şekil 1'de yer alan 10 m uzunluğunda ve 1,5 m yüksekliğinde, dört katmandan oluşan bir duvar modeli dikkate alınmıştır. 1 atm basınç altında, sıcaklığı -5, 0, 5 ve 10 santigrat olarak değişkenlik gösteren hava için kinematik vizkozite (ν), iletim ısı transfer katsayısı (k) ve Prandtl sayısı (Pr) Tablo 1'de verilmiştir (Çengel & Ghajar, 2015), (Türk Standartları Enstitüsü, 2013).

Tablo 1 Pr, k ve ν değerleri

[°C]	[W/mK]	[m^2/s]	
Hava Sıcaklıkları	k	ν	Pr
-5	0,22964	0,00001295	0,7375
0	0,02364	0,00001338	0,7362
5	0,024201	0,00001382	0,735
10	0,02439	0,00001426	0,7336



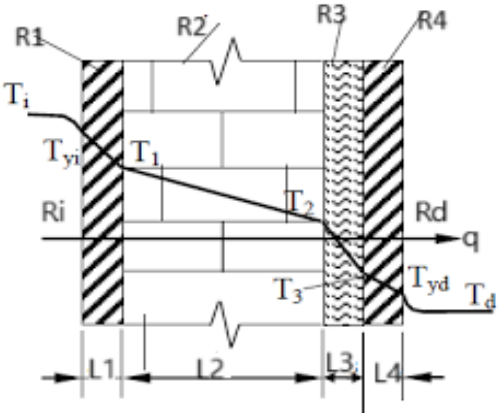
Şekil 1 Duvar modeli

Binalarda cephelerden ısı kayıplarını hesaplarken TS825 standardında önerilen yöntem kullanılmıştır (Çengel & Ghajar, 2015) (1).

$$Q = U.A.(T_i - T_d) \quad \#(1)$$

Şekil 2'de gösterilen formdaki bir duvarda ısı kaybı, bir duvarın yüzeyinden geçen ısı enerjisi miktarını ifade eder ve bu hesaplamalar için bazı temel parametreler kullanılır. Bunlardan ilki, U değeri, duvarın toplam olan ısı geçiş katsayısıdır. Bu katsayı, ısı transfer kapasitesini gösterir ve birim yüzey alanı başına, her bir derece sıcaklık farkı için geçiş yapan ısı enerjisini belirtir (W/m²·K). A ise duvarın yüzey alanıdır (m²), ve ısı kaybının gerçekleştiği yüzey alanını temsil eder. İç ortam sıcaklığı (T_i) ile dış ortam sıcaklığı (T_d) arasındaki fark, ısı kaybını etkiler. T_i, binanın iç sıcaklığı iken, T_d dış ortamın sıcaklığıdır. Bu iki sıcaklık arasındaki fark ne kadar fazla ise, ısı kaybı da o kadar fazla olmaktadır. Sonuç olarak, bu parametreler bir araya geldiğinde, duvardan geçen ısı miktarı ve enerji kaybı hesaplanabilir (1).

$$U = \frac{1}{R_{eş}} \quad \#(2)$$



$$U = \frac{1}{\frac{1}{h_i} + \frac{l_1}{k_1} + \frac{l_2}{k_2} + \frac{l_3}{k_3} + \frac{l_4}{k_4} + \frac{1}{h_d}} \quad \#(3)$$

Bir yapı elemanının toplam ısı geçiş katsayısı (U), ısıl direnci (R) ile ters orantılıdır. Yani, ısıl direnç arttıkça ısıl iletkenlik katsayısı azalır (2)

Şekil SEQ Şekil * ARABIC 2 Duvardaki ısıl direnç katmanları CITATION Çen151 \l 1055 (Çengel & Ghajar,

Tablo 2 Dört Katmanlı duvar modelinin ısı kaybı hesaplamalarında kullanılacak olan değerler (Çengel & Ghajar, 2015)

İç sıva		**Taşıyıcı tuğla**		**Isı yalıtımı**		**Dış sıva**	
m^2**K/W**	m	m^2K/W	m	m^2K/W	m	m^2K/W	m
k1	L1	k2	L2	k3	L3	k4	L4
0,35	0,01	0,9	0,135	0,04	0,06	1,4	0,03

Denklemde h_i (W/m²·K.) ve h_d $(W/m^2 \cdot K)$ sırasıyla iç ve dış ısı taşınım katsayılarını. l_1, l_2, l_3, l_4 (m) her bir katmanların kalınlıklarını temsil eder. Isı, her bir katman üzerinden geçerken, katmanların kalınlıkları hesaplamada dikkate alınır. k_1, k_2, k_3, k_4, (W/m·K) ise her bir katmanın ısı iletkenlik katsayılarıdır (3).

$$R_i = \frac{l_i}{k_i . A} \quad \#(4)$$

Isıl direnç (R_i), malzemenin ısı akışına karşı gösterdiği dirençtir ve (m²·K/W) biriminde ifade edilir. L ise malzemenin kalınlığını metre cinsinden belirtir ve kalınlık arttıkça ısıl direnç artmaktadır. k (W/m·K) malzemenin ısıl iletim katsayısıdır. A malzemenin ısı transferinin gerçekleştiği yüzey alanıdır (m²). Bu dört faktör, malzemenin ısı iletme kapasitesini ve yalıtımını belirler (4).

$$R_{it=}\frac{1}{hA} \quad \#(5)$$

Isı iletim direnci R_{it}, bir malzemenin ısıyı iletme karşısındaki direncidir (K/W). Isı iletkenliği (k), bir malzemenin ısıyı iletme yeteneğidir (W/m·K). Yüksek k, iyi ısı iletkenliği anlamına gelir. Yüzey alanı (A), ısının iletildiği alanın büyüklüğüdür (m²). Alan ne kadar büyük olursa, ısı transfer hızı o derecede hızlı gerçekleşir (5).

$$Re = \frac{\rho VL}{\mu} = \frac{V.L}{\upsilon} \quad \#(6)$$

Reynolds sayısı, hava akışları ve diğer mühendislik uygulamalarında akışkanın davranışını analiz etmek için sıklıkla kullanılan boyutsuz bir sayıdır. ρ, akışkanın yoğunluğunu ifade eder (kg/m³). V (m/s) akışkanın hızını gösterir. L (m), akışkanın hareket ettiği ortamda karakteristik uzunluktur. μ {(kg/m·s),(Pa·s) veya (N·s/m²)} akışkanın dinamik viskozitesidir. Dinamik viskozite, akışkanın akışa karşı gösterdiği dirençtir. N (m²/s) ise kinematik viskoziteyi belirtir (6).

$$Nu = \frac{h.L}{k} \quad \#(7)$$

Nusselt Sayısı (Nu), bir akışkanın ısı transferi davranışını anlayabilmek için kullanılan boyutsuz bir sayıdır. Lc (m), karakteristik uzunluğu ifade eder. h (W/m²·K), ısı transfer taşınım katsayısını belirtir. k (W/m·K) ise ısı transfer iletim katsayısıdır (7).

$$Nu = (0.037\, Re^{0.8} - 871).Pr^{1/3} \quad \#(8)$$

Hesaplamalar için Nusselt sayısı düzlem levhada; karışık, ortalama T_f, $Re_{x,k} = 5x10^5, Re_{x,} \leq 10^8, 0{,}6 < Pr < 60$ için olan formül kullanılır (Çengel & Ghajar, 2015), (8).

$$h = \frac{Nu.k}{l} \quad \#(9)$$

h (W/m²·K), ısı taşınım katsayısını ifade eder. Bu katsayı, yüzey ile akışkan arasında gerçekleşen ısı transferinin etkinliğini belirler. Nu, Nusselt sayısını temsil eder ve taşınım ile iletim arasındaki oranı ifade eden boyutsuz bir parametredir. Bu sayı, ısı transferinin taşınımla mı yoksa iletimle mi baskın olduğunu anlamak için kullanılır. k (W/m·K), akışkanın ısı iletim katsayısıdır. Bu değer, akışkanın ısıyı iletim kapasitesini gösterir. L (m) ise karakteristik uzunluğu belirtir. Bu uzunluk, sistemin geometrik boyutuna bağlıdır ve genellikle analiz edilen yüzeyin fiziksel ölçüsünü ifade eder (9).

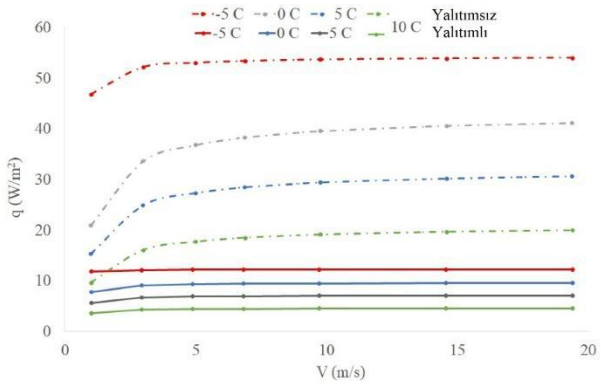
$$\dot{Q} = \frac{T_{\infty 1} - T_{\infty 2}}{R_{top}} \quad \#(10)$$

İki ortam arasında gerçekleşen ısı transferini belirlemek için kullanılan bu formülde, $\dot{Q}$ birim zamanda aktarılan ısı miktarını (W) temsil ederken, $T_{\infty 1}$ ve $T_{\infty 2}$ ortam sıcaklıklarını ifade eder (K veya °C). R_{top}, ise toplam ısı transfer direncidir (K/W), taşınım ve iletim dirençlerini içermektedir. Bu direnç ne kadar düşükse, ısı kaybı o kadar etkili olur (10).

$$T_{yd} = \left(\dot{Q}_{top}.R_{dt}\right) + (T_{\infty 2}) \quad \#(11)$$

Bir yüzeyin sıcaklığını hesaplamak için kullanılan bu formülde T_{dy} (K veya °C) yüzey sıcaklığını belirtir. $\dot{Q}_{top}$ (W) yüzeye aktarılan ısı miktarını ifade eder. R_{dt} (K/W) taşınım yolu ile ısının geçişine karşı olan dirençtir ayrıca ısının akışkan üzerinden yüzeye geçişini zorlaştıran faktörleri gösterir. Son olarak, $T_{\infty 2}$ (K veya °C) akışkanın yüzeyden uzak bölgesindeki ortam sıcaklığıdır. Bu formül, yüzey sıcaklığını, yüzeye aktarılan ısı ve çevresel koşullar arasındaki ilişkiyi hesaplayarak belirler (11).

Tablo 3 Tüm sıcaklık değerlerindeki rüzgâr hızına bağlı ısı kayıpları



TARTIŞMA ve BULGULAR

Binalar meteorolojik şartlara bağlı olarak ısı kaybeder (Ülgüner, Değirmenci, Üstüntürk, Keleşoğlu, & Ünver, 2021). Enerji tüketiminin azaltılması ve iç mekân şartlarının daha konforlu hale getirilmesi, duvar, pencere, kapı, döşeme, çatı vb. dış cephe yapı elemanları ile doğrudan ilişkili olmaktadır. Isı kayıpları yapının mimarisine, konumuna, yalıtımına ve yapı malzemelerinin özelliklerine göre değişiklik gösterir. Enerji verimliliğini artırmak amacıyla, yalıtım malzemelerinin doğru seçimi ve cephe tasarımlarının rüzgâr hızı ile sıcaklık değişimlerini dikkate alacak şekilde iyileştirmeler yapılması önerilir. Bu tür önlemler, enerji tüketimini azaltmanın yanı sıra, iç mekân konforunu da sağlayabilme açısından önemli bir rol oynamaktadır (Altun E. , 2018). Isı yalıtımı sayesinde enerji tasarrufu sağlandığı için, ısıtma, soğutma giderleri azalır ve yapılarda konforlu bir ortam oluşur (Erikci, 2013).

Bu çalışmada, rüzgâr hızı ve hava sıcaklığının bina enerji performansı üzerindeki etkileri detaylı bir şekilde analitik olarak incelenmiştir. Yapılan analizler, TS825 standardına uyacak şekilde dört katmanlı bir dış duvar modeli üzerinden gerçekleştirilmiştir. Rüzgâr hızının artmasıyla birlikte, bina yüzeylerinde oluşan ısı kaybının arttığı ve bu durumun da enerji tüketiminde artışa yol açacağı gözlemlenmiştir. Düşük dış hava sıcaklıklarının da ısı kaybını artırdığı ve buna bağlı olarak binanın enerji ihtiyacının arttığı gözlemlenmiştir.

U değerinin minimize edilmesiyle, bina yüzeyinden ısı transferi azaltılarak, ısıtma ve soğutma enerjisinden tasarruf sağlanmaktadır (Ünver, Adıgüzel, Adıgüzel, Çivi, & Roshanaei).

Şekil 3, belirli hava sıcaklık değerlerinde rüzgâr hızının artması ile enerji kaybı arasındaki ilişkiyi göstermektedir. Şekildeki kesikli çizgiler yalıtımsız duvar, düz çizgiler ise yalıtımlı duvardan olan ısı kayıplarını göstermektedir. Beklenildiği gibi en çok ısı kaybı; -5 °C hava sıcaklığında, yalıtımsız duvar durumunda 20 m/s hava hızı için 54,01 W/m^2 olduğu, en az ısı kaybının ise 10 °C hava sıcaklığında, yalıtımlı durumda 1 m/s için 3,82 W/m^2 olduğu görülmüştür. Hem yalıtımlı hem de yalıtımsız durumlar için, rüzgâr hızının artması ile ısı kaybının belirli bir değere kadar arttığı ak ancak 5 m/s hızdan sonra ısı kaybının artmadığı tespit edilmiştir

Bununla beraber, yalıtımsız durumda, her bir hava hızı hesabındaki ısı kayıpları, yalıtımlı durumdaki ısı kayıplarından önemli oranda daha fazla olduğu, diğer bir deyişle, dış hava koşullarının yalıtım durumu ile kıyaslandığında önemli bir etkisinin olmadığı tespit edilmiştir.

Hem yalıtımlı durum, hem de yalıtımsız durum için hava hızlarının değişimiyle, ısı kaybı değişiminin önemsiz olduğu belirlenmiştir. Atmosfer sıcaklığı değişimi, hava hızı değişimine göre çok daha fazla etkili olmaktadır. Bu yüzden, binalardan ısı kaybı hesaplamalarında, hava hızına etki eden duvar dış yüzeyindeki ısı taşınım katsayısının sabit alınmasında herhangi bir sakınca yoktur.

SONUÇ ve ÖNERİLER

Bu çalışmada, tüm ısıtılan ve ısıtılmayan hacimlere etki eden rüzgâr hızı ve dış hava sıcaklıklarının bina enerji performansına nasıl etki edeceği analiz edilmiştir. Hesaplamalar rüzgâr hızı parametresinin, atmosfer sıcaklığı (dış hava sıcaklığı) parametresine göre, bina enerji performansına etkisinin çok daha az olduğunu göstermiştir.

Yalıtımsız durumda, -5 °C de, dış hava hızının 1 m/s den, 20 m/s çıkması durumunda ısı kaybına etkisi en az %15,31 iken, 10 °C de en fazla % 51 artış göstermiştir. Yalıtımlı durumda ise, 5 °C de, dış hava hızının 1 m/s den, 20 m/s çıkması durumunda ısı kaybına etkisi en az %3,56 iken, 10 °C de en fazla %25,83 artış göstermiştir.

SEMBOLLER

υ	Kinematik viskozite	[m²/s]
k	İletimle ısı transfer katsayısı	[W/(m·K)]
h_i	İç ortam taşınım ısı transferi katsayısı	[W/(m²·K)]
h_d	Dış ortam taşınım ısı transferi katsayısı	[W/(m²·K)]
U	Toplam ısı transfer katsayısı	[W/(m²·K)]
Pr	Prandtl sayısı	$[(c_p.\mu)/k]$
Re	Reynolds sayısı	[(V.L)/υ]

Nu	Nusselt sayısı	[(h.L)/k]
R_1	İç sıva malzemesi ısıl direnci	[K/W]
R_2	Duvar ısıl direnci	[K/W]
R_3	Yalıtım ısıl direnci	[K/W]
R_4	Dış sıva ısıl direnci	[K/W]
R_i	İç ortam ısıl direnci	[K/W]
R_d	Dış ortam ısıl direnci	[K/W]
$R_{eş}$	Eşdeğer ısıl direnç	[K/W]
R_{top}	Toplam ısıl direnç	[K/W]
q	Isı akısı	[W/m²]
Q	Enerji kaybı	[kW]
Q_{top}	Toplam enerji kaybı	[kW]
A	Yüzey alan	$[m^2]$
T_i	İç ortam sıcaklığı	[ºC]
T_{yi}	İç sıva yüzey sıcaklığı	[ºC]
T_1	Duvar iç yüzey sıcaklığı	[ºC]
T_2	Yalıtım-duvar arası sıcaklık	[ºC]
T_3	Duvar dış yüzey sıcaklığı	[ºC]
T_{yd}	Dış sıva yüzey sıcaklığı	[ºC]
T_d	Dış ortam sıcaklığı	[ºC]
$T_{\infty 1}$	1 noktasındaki sınır sıcaklığı	[ºC]
$T_{\infty 2}$	2 noktasındaki sınır sıcaklığı	[ºC]
V	Akışkan hızı	[m/s]
L_1	İç sıva kalınlığı	[m]
L_2	Duvar kalınlığı	[m]
L_3	Yalıtım kalınlığı	[m]
L_4	Dış sıva kalınlığı	[m]

KAYNAKÇA

Gelişen, G., & Guzelkokar, O. (2019). Mevcut Yapıların Sürdürülebilir Yeşil Binalara Dönüştürülmesi. *Ulusal Çevre Bilimleri Araştırma Dergisi, 2*(2), 76 - 90. doi:10.31462/jcemi.2022.02077094

Wang, S., Yan, C., & Xiao, F. (tarih yok). Quantitative energy performance assessment methods for existing buildings. *Energy and Buildings , 55*, 873–888. doi:https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2012.08.037

Yaka, İ., Önal, S., Koçer , A., & Güngör, A. (2016). BİNALARDA ENERJİ PERFORMANSININ BELİRLENMESİNDE FARKLI İLLERİN KARŞILAŞTIRILMASI. *Küresel Mühendislik Çalışmaları Dergisi, 3*(2), 127 - 135. 2025 tarihinde alındı

Yıldız, C. (2024). Binalarda Enerji Verimliliğinde Son Gelişmeler: Türkiye Örneği. *Gazi Üniversitesi Fen Bilimleri Dergisi Part C: Tasarım ve Teknoloji*, 176-213. doi:https://doi.org/10.29109/gujsc.1293759

Altun, E. (2018). Konutlarda Isıtma Enerji Performansının ve Yalıtım Potansiyellerinin İncelenmesi. *Konutlarda Isıtma Enerji Performansının ve Yalıtım Potansiyellerinin İncelenmesi*. Balıkesir, Türkiye: Balıkesir Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü. 2025 tarihinde alındı

Altun, M., Akçamete , A., & Akgül, Ç. M. (2020). Dış sıcaklık verisinin bina ısıtma enerji gereksinimine etkisinin ve TS 825 derece-gün bölge kümelendirmesinin geçerliliğinin incelenmesi. *Pamukkale Üniversitesi Mühendislik Bilimleri Dergisi, 26*(6), 1062 - 1075. 2025 tarihinde alındı

Bulut, H., Demirtaş, Y., & Beyazit, N. İ. (tarih yok). Farklı Malzemelerin Toprak – Hava Isı Değiştiricisinin (THID) Isıl Performansına Etkisinin İncelenmesi . *Gazi Üniversitesi Mühendislik Mimarlık Fakültesi Dergisi, 33*(4), 1505 - 1516. doi:https://doi.org/10.17341/gazimmfd.416446

Caglayan, S., Ozorhon, B., & Ilicali, E. (2022). Investigating the building commissioning practices in Turkey. *Journal of Construction Engineering, 5*(2), 77-94. doi:https://doi.org/10.31462/jcemi.2022.02077094

Çengel , Y. A., & Ghajar, A. J. (2015). *Heat and Mass Transfer: Fundamentals and Applications* (5 b.). U.S.A: McGraw-Hill Education . 2025 tarihinde alındı

ÇETİNTAŞ, K. F. (2019). BİNA KABUĞUNDA FORM VE MALZEME SEÇİMİNİN KABUĞUN OLUŞUM ENERJİSİ, KARBON SALIMI VE MALİYETİNE ETKİSİNİN İNCELENMESİ. *Binalarda Enerji Performansı ve Akıllı Binalar Sempozyumu* (s.

23-36). İzmir, Türkiye: 14. ULUSAL TESİSAT MÜHENDİSLİĞİ KONGRESİ. 2025 tarihinde alındı

Demir, H., Çıracı, G., Kaya, R., & Ünver, Ü. (2020). AYDINLATMADA ENERJİ VERİMLİLİĞİ: YALOVA ÜNİVERSİTESİ MÜHENDİSLİK FAKÜLTESİ DURUM DEĞERLENDİRMESİ. *Uludağ University Journal of The Faculty of Engineering, 25*(3), 1637 - 1652. doi:10.17482/uumfd.795971

Duman Altan, A., & Sağbaş, A. (2020). TÜRKİYE'NİN ENERJİ VERİMLİLİĞİ VE İKLİM DEĞİŞİKLİĞİ PERFORMANSI: MEVCUT DURUM VE GELECEK PROJEKSİYONU. *Journal of Productivity*(1), 7 - 26. 2025 tarihinde alındı

Erikci, S. N. (2013). Türkiye'de binaların enerji performansı hesaplama yönteminin farklı iklim bölgelerinde. *Türkiye'de binaların enerji performansı hesaplama yönteminin farklı iklim bölgelerinde*. İstanbul, Türkiye: İstanbul Teknik Üniversitesi. 2025 tarihinde alındı

Kiper Yılmaz, G. H. (2009, Kasım). İNALARDA DIŞ DUVARLARDA KULLANILAN ISI YALITIM KAPLAMALARININ ENERJİ KORUNUM PERFORMANSLARI AÇISINDAN İNCELENMESİ. İzmir, Türkiye. 2025 tarihinde alındı

Koca, Ö. (2006). Sıcak Kuru ve Sıcak Nemli İklim Bölgelerinde Enerji Etkin Yerleşme ve Bina Tasarım İlkelerinin Belirlenmesine Yönelik Yaklaşım. 2025 tarihinde alındı

Koçu, N., & Dereli, M. (2010). DIŞ DUVARLARDA ISI YALITIMI ÐLE ENERJÐ TASARRUFUSAĞLANMASI ve DETAYLARDA KARŞILAŞILAN SORUNLAR (Konya Kentinden Örnekler). *5. Ulusal Çatı & Cephe Sempozyumu* (s. 1-9). İzmir : Dokuz Eylül Üniversitesi Mimarlık Fakültesi. 2025 tarihinde https://www.researchgate.net/publication/357935893_Dis_Duvarlarda_Isi_Yalitimi_Ile_Enerji_Tasarrufu_Saglanmasi_ve_Detaylarda_Karsilasilan_Sorunlar_Konya_Kentinden_Ornekler?enrichId=rgreq-84f058bdbe5bed7a0a187f9a2bc0cff2-XXX&enrichSource=Y292ZXJQYWdlOzM1Nz adresinden alındı

ÖZBALTA, T. G., & YILDIZ, Y. (2019). SICAK-NEMLİ İKLİMDE ÇİFT KABUK CEPHE ENERJİ PERFORMANSININ İNCELENMESİ. *Journal of the Faculty of Architecture, 36*(1), 137-156. doi:10.4305/METU.JFA.2019.1.2

ÖZDOĞAN, M., SUNGUR, B., NAMLI, L., TOPALOĞLU, B., & DURMUŞ, A. (2015, Aralık). Rüzgâr Hızlarının Bina Etrafındaki Akışa ve Isı Kaybına Etkisinin Farklı Türbülans Modelleriyle Sayısal İncelenmesi. *TTMD Dergisi*, 56-62. 2025 tarihinde alındı

SOĞUKOĞLU, M., & VATAN, M. (2014). Mevcut Betonarme Konut Binalarında Enerji Verimliliğinin Artırılması İçin Mimari Çözüm Önerileri. *İstanbul Aydın Üniversitesi Dergisi*(21), 13-22. 2025 tarihinde alındı

Türk Standartları Enstitüsü. (2013). TS 825 Binalarda Isı Yalıtım Kuralları. *TS 825 Binalarda Isı Yalıtım Kuralları*. Ankara, Türkiye : TSE. 2025 tarihinde alındı

Ulusal Tesisat Mühendisliği . (2023). Yeni Enerji Teknolojilerinin Binalarda Kullanımının Enerji Performansına Etkileri., (s. 26-29). İzmir. 2025 tarihinde alındı

Usta, S. (2009). TS 825 Binalarda Isı Yalıtım Kuralları Standardına Göre İkinci Bölgede Bulunan Bir Binanın Yalıtımsız ve Yalıtımlı Durumlarının Enerji Verimliliği Bakımından Karşılaştırılması. *Yapı Teknolojileri Elektronik Dergisi, 5*(1), 1 - 24. 2025 tarihinde alındı

Ülgüner, H. C., Değirmenci, A., Üstüntürk, A., Keleşoğlu, A., & Ünver, Ü. (2021). Yalova İçin Binalarda Yalıtım Kalınlığının Değerlendirilmesi. *Yalova Üniversitesi Enerji Sistemleri Mühendisliği Dergisi* , 114-122. doi: 10.29109/gujsc.1293759

Ünver, Ü., Adıgüzel, E., Adıgüzel, E., Çivi, S., & Roshanaei, K. (tarih yok). Türkiye'deki İklim Bölgelerine Göre Binalarda Isı Yalıtım Uygulamaları. *İleri Mühendislik Çalışmaları ve Teknolojileri Dergisi, 1*(2), 171 - 187. 2025 tarihinde alındı

YILMAZ, A. (2012). APARTMANLARIN DIŞ KABUĞUNA UYGULANAN ISI YALITIMININ BİNA ENERJİ PERFORMANSINA ETKİSİ (KONYA VE ERZİNCAN ÖRNEĞİ). *APARTMANLARIN DIŞ KABUĞUNA UYGULANAN ISI YALITIMININ BİNA ENERJİ PERFORMANSINA ETKİSİ (KONYA VE ERZİNCAN ÖRNEĞİ)*, 1-110. Türkiye : Selçuk Üniversitesi. 2025 tarihinde https://hdl.handle.net/20.500.12395/1180 adresinden alındı

NUMERICAL INVESTIGATION OF THE IMPACT OF TURBULATOR DESIGNS ON THE THERMAL PERFORMANCE OF HEAT EXCHANGERS

İsmail TUNÇİL*, Cenker AKTEMUR*, Mutlu Tarık ÇAKIR*

*Sivas University of Science and Technology, Faculty of Engineering and Natural Sciences, Department of Mechanical Engineering, 58010 Sivas, Türkiye
ismail.tuncil@sivas.edu.tr, cenker.aktemur@sivas.edu.tr, tcakir@sivas.edu.tr

Abstract: In this study, numerical simulations were performed using ANSYS Fluent to investigate the effect of different turbulator geometries on heat transfer enhancement in a rectangular cross section channel. The study focused on three different turbulator shapes, i.e. the cube, pyramid and semi-elliptical shapes, compared to a baseline case without turbulators, in order to analyse their impact on the thermal efficiency. Three-dimensional computational fluid dynamics (CFD) simulations were performed using the k-ω SST turbulence model to obtain accurate results. An unstructured grid system was used to effectively resolve the flow behavior. Water was used as the working fluid, flowing into the channel at a velocity of 0.01 m/s, with an inlet temperature of 300 K. The channel dimensions were set at 100 × 25 × 200 mm with heating applied through the channel bottom wall. Turbulators were positioned along the bottom wall, with 50 turbulators arranged in a uniform configuration in each case. The temperature of the bottom wall was set at 1000 K to assess its effect on heat transfer. The results showed that the cubic turbulator produced the greatest increase in heat transfer, followed by the semi-elliptical shape. Among the turbulator geometries studied, the pyramidal shape demonstrated the least efficiency in enhancing heat transfer.
Keywords: Turbulator; Heat Exchanger; CFD; k-ω SST; Thermal Efficiency

TÜRBÜLATÖR TASARIMLARININ ISI DEĞİŞTİRİCİLERİNİN ISIL PERFORMANSI ÜZERİNDEKİ ETKİSİNİN SAYISAL İNCELENMESİ

Özet: Bu çalışmada, dikdörtgen kesitli bir kanalda farklı türbülatör geometrilerinin ısı transferi artışı üzerindeki etkisini araştırmak için ANSYS Fluent kullanılarak sayısal simülasyonlar gerçekleştirilmiştir. Çalışma, ısıl verimlilik üzerindeki etkilerini analiz etmek için türbülatörsüz bir temel durumla karşılaştırıldığında üç farklı türbülatör şekline, yani küp, piramit ve yarı eliptik şekillere odaklanmıştır. Doğru sonuçlar elde etmek için k-ω SST türbülans modeli kullanılarak üç boyutlu hesaplamalı akışkanlar dinamiği (HAD) simülasyonları gerçekleştirilmiştir. Akış davranışını etkili bir şekilde çözmek için yapılandırılmamış bir ızgara sistemi kullanılmıştır. Çalışma akışkanı olarak su kullanılmış, kanala 0.01 m/s hızda ve 300 K giriş sıcaklığında akmıştır. Kanal boyutları 100 × 25 × 200 mm olarak ayarlanmış ve kanalın alt duvarından ısıtma sağlanmıştır. Türbülatörler alt duvar boyunca konumlandırılmış ve her durumda 50 türbülatör tek tip bir konfigürasyonda düzenlenmiştir. Alt duvarın sıcaklığı, ısı transferi üzerindeki etkisini değerlendirmek için 1000 K olarak ayarlanmıştır. Sonuçlar kübik türbülatörün ısı transferinde en büyük artışı sağladığını ve bunu yarı eliptik şeklin takip ettiğini göstermiştir. İncelenen türbülatör geometrileri arasında, piramit şekil ısı transferini artırmada en düşük verimliliği göstermiştir.
Anahtar Kelimeler: Türbülatör, Isı Değiştirici, HAD, k-ω SST, Isıl Verimlilik

INTRODUCTION

Successful transfer of thermal energy remains a major challenge in the field of engineering, attracting significant scholarly interest and priority on academic studies, an indication of its relevance and precedence in today's scientific pursuits. To overcome this challenge, various improvement techniques have been explored, which include the use of nanofluids, turbulators, extended surfaces (fins), high thermal conductivity composite materials, and phase change materials (Siddique et al., 2010; Afshari et al., 2019). These methods aim to improve the effectiveness of thermal energy exchange between surfaces and working fluids, especially in heat exchangers. A large body of valuable research reported in the current literature has successfully demonstrated that these methods can greatly improve thermal performance. In the broadest sense, heat transfer enhancement techniques can be classified into two main categories: active and passive techniques (Afshari et al., 2019). Active techniques require the utilization of external power sources—e.g., surface vibration or the use of electric and

magnetic fields—to promote fluid motion and augment thermal exchange. In contrast, passive techniques rely on either changes to the physical layout of the system or to the characteristics of the working fluid. Representative examples include surface roughness augmentation, the addition of turbulators, heat transfer area extension, and the utilization of nanofluids, all of which promote better heat transfer without requiring additional energy input (Siddique et al., 2010; Kumar et al., 2016; Sozen et al., 2018).

Kumar et al. (2016) carried out an experiment to assess the effect of disk-type turbulators on both the friction factor and thermal efficiency of heat exchangers. Specifically, the study tested the importance of geometric characteristics, such as disk thickness, disk diameter, and pitch ratio, over a Reynolds number range of 6500 to 23000. In a similar study, Promvonge (2008) studied the heat transfer dynamics and flow resistance within a circular tube that had square cross-section wires installed within it, over the same Reynolds number range of 5000 to 25000. The experimental results emphasized the role of different pitches, comparing these findings with those obtained using conventional coiled circular wires and plain tubes. The results demonstrated that square coiled wires increased the rate of heat transfer compared to circular wires under the same tube conditions. Layek et al. (2007) also studied the effect of integral transverse chamfered rib-groove roughness on the heat transfer characteristics and fluid flow behavior of a rectangular duct. The experimental results compared the performance of the square coiled wires with that of circular wires under similar tube conditions.

Substantial numbers of research studies at the foundation level have considered the augmentation of the heat transfer performance using innovative methods and geometrical arrangements of heat exchangers. For example, Karakaya and Durmuş (2013) demonstrated the effectiveness of using a conical spring turbulator, while Patil and Dingare (2018) analyzed the benefits of using a heat exchanger with rectangular geometry. Likewise, Akpınar and Biçer also studied the use of perforated swirl generators and found promising results concerning the enhancement of turbulence and heat transfer. In another study, Yakut and Şahin (2004a) highlighted the synergistic effects of conical ring turbulators and flow-induced vibrations on the enhancement of thermal efficiency. The thermodynamic performance of shell-and-tube heat exchangers has been explored using entransy and entropy-based approaches, as shown in the study by Malakar and Geete (2018). Alongside these geometrical developments, Chang et al. (2007) developed the idea of involving broken twisted tapes for modifying flow patterns and promoting heat transfer efficiencies, while Akansu (2006) proposed a ring-type turbulator aimed at attaining similar results. Promvonge and Eiamsa-ard (2007) investigated the influence of V-nozzle inserts regarding flow organization and heat exchange mechanisms. Finally, Sözen et al. (2018) accentuated the important contribution of nanofluids to the enhancement of heat transfer characteristics, thus highlighting the synergistic potential that emerges through the combination of novel materials and structural developments.Flow structure and regime play a pivotal role in characterizing and enhancing heat transfer performance. The mechanisms of turbulent heat transfer with the help of rib-type turbulators were studied to enhance the efficiency of convection, as described by Murata and Mochizuki (2001). In addition, vortex generation was found to play a key role in amplification of turbulence by Bouchenafa et al. (2015) and later by Karagöz et al. (2017), and both papers pointed out its ability to enhance convective heat transfer rates.

A wide variety of heat exchangers has attracted significant academic interest and has been used in various engineering fields. Most notably, plate-type heat exchangers have attracted interest owing to their space-saving structure and excellent efficiency of operation, as noted by Khanlari et al. (2018) and further explored by Xu et al. (2018). Shell-and-tube heat exchangers, long known as an industrial standard, have been assessed for performance in research by You et al. (2012) and Yu et al. (2018). Advances in the technology of miniaturization have enabled the production of microchannel heat exchangers, for which Ngo et al. (2007) have made valuable contributions. In addition, heat exchangers using phase-change materials have been studied for their superior ability to store thermal energy, as evidenced by the work of Sun et al. (2016). These technologies have applications across various fields, including heating, ventilation, and air conditioning (HVAC) systems (Afram et al., 2014), modern heat pump configurations (Afshari et al., 2017), and thermal management for the automotive industry (Zavaragh et al., 2017). Aside from these particular uses, heat exchangers are also used in other industrial processes where energy efficiency optimization and spatial footprint minimization are prime concerns. Computational Fluid Dynamics (CFD) has emerged as a vital tool for evaluation of and optimization of thermal systems. Multiple scholarly research studies have attested to the utility of CFD in modeling complex systems governing fluid dynamics and heat transfer. As evidence, Bolourchi et al. (2017), Bianchini et al. (2017), and Afshari et al. (2018) utilized CFD as a means of modeling complex heat transfer phenomena, whereas Abbaspour et al. (2016) highlighted the role of CFD in enhancing the efficiency and design of thermal systems. The widespread use of CFD in various research studies attests to its role in the accurate and cost-effective analysis of thermal-fluid phenomena in engineering across various disciplines.

METHOD

In this study, a three-dimensional computational fluid dynamics (CFD) analysis was carried out using ANSYS Fluent to investigate the influence of surface turbulator geometries on the thermal performance of a rectangular channel. The study domain represents a simplified model of a compact heat exchanger, where the bottom wall is subjected to uniform heating and different internal structures are tested to evaluate their effect on heat transfer.

The computational domain was designed as a rectangular duct with dimensions of 100 mm × 25 mm × 200 mm (width × height × length). Four configurations were analyzed: a smooth baseline channel and three channels with turbulators located on the bottom heated wall. The turbulators included cube, semi-elliptical, and pyramidal shapes, each arranged in a total of 50 units uniformly along the wall. A schematic view of these configurations is shown in Figure 1.

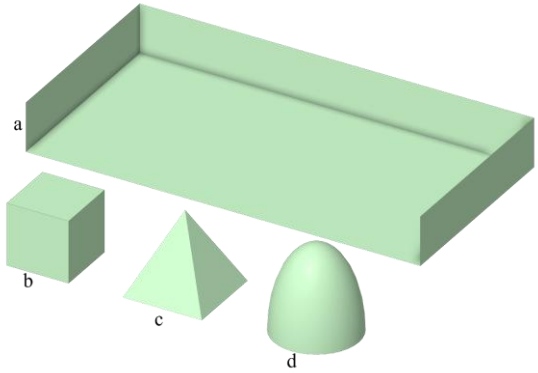


Figure 1. Geometry of the simulated cases: (a) smooth channel (baseline), (b) cube turbulator, (c) pyramidal turbulator, and (d) semi-elliptical turbulator.

The numerical simulations were conducted under steady-state conditions. Water was selected as the working fluid, and its thermophysical properties were considered constant throughout the domain. Specifically, the density was taken as 998.2 kg/m³, the specific heat capacity as 4182 J/(kg·K), the thermal conductivity as 0.6 W/(m·K), and the dynamic viscosity as 0.001003 kg/(m·s). Liquid water at 300 K was introduced at the inlet with a uniform velocity of 0.01 m/s. The bottom wall was held at a constant temperature of 1000 K, representing a strong heat source, while all remaining channel walls were treated as adiabatic with no-slip conditions. The outlet was modeled as a pressure outlet.

The simulations were conducted using the ANSYS Fluent software, which solves the governing equations of fluid dynamics based on the conservation of mass, momentum, and energy. These equations are presented below.

The conservation of mass is expressed by the continuity equation, given in Equation (1):

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla.(\rho \vec{v}) = 0 \tag{1}$$

The momentum conservation equation is presented in Equation (2):

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \vec{v}) + \nabla(\rho \vec{v}\,\vec{v}) = -\nabla p + \nabla\left\{\mu\left[(\nabla \vec{v} + \nabla \vec{v}^{T}) - \frac{2}{3}\nabla \vec{v} \mathrm{I}\right]\right\} + \rho \vec{g} \vec{F} \tag{2}$$

The conservation of energy is presented in Equation (3):

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho E) + \nabla \cdot \left(\vec{v}(\rho E + p)\right) = \nabla \cdot \left[k_{eff} \nabla T - \sum_{j} h_j \vec{J}_j + \left(\overline{\tau}_{eff} \cdot \vec{v}\right)\right] + S_h$$

$$E = h - \frac{p}{\rho} + \frac{v^2}{2}$$

$$h = \sum_{j} Y_j h_j$$

$$k_{eff} = (k + k_t) \tag{3}$$

Mesh independence study was conducted to determine the optimal mesh structure that ensures solution accuracy. Different mesh structures were tested, and the outlet temperature was monitored. As shown in Figure 2, the outlet temperature stabilized as the number of cells increased. Beyond approximately 1376343 cells, further refinement had an insignificant effect on the outlet temperature.

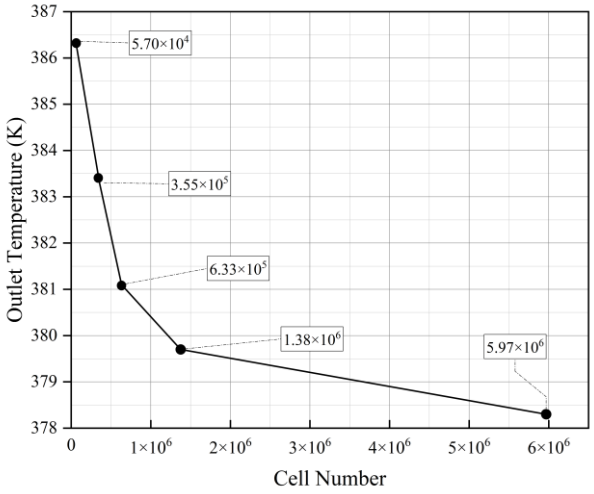


Figure 2. Mesh Independence Study

Although the estimated Reynolds number indicates laminar flow, the k-ω SST turbulence model was employed to account for potential localized separation and recirculation zones around the turbulators. For validation, supplementary simulations using a laminar flow model were also performed and yielded nearly identical results, confirming the robustness of the solution approach.

The computational mesh consisted of polyhedral elements, with local refinements near the walls and turbulators to ensure sufficient resolution of thermal gradients. Convergence was monitored and accepted when all residuals dropped below 10^{-6}.

RESULTS AND DISCUSSIONS

Figure 3 illustrates the temperature distribution in the channel equipped with semi-elliptical turbulators. The bottom wall, kept at a constant temperature of 1000 K. As shown by the contour plot, the coldest region occurs near the inlet, while temperature increases progressively along the flow direction. Notably, the upstream faces of the turbulators show strong thermal gradients, indicating intense local convective activity. The close-up view highlights how the flow interaction with the turbulator surfaces disrupts the thermal boundary layer and promotes better fluid mixing. These localized effects contribute significantly to the overall heat transfer enhancement. Turbulators increase the effective surface area and generate wake regions that disturb the thermal boundary layer, enabling deeper penetration of cooler fluid into high-temperature regions.

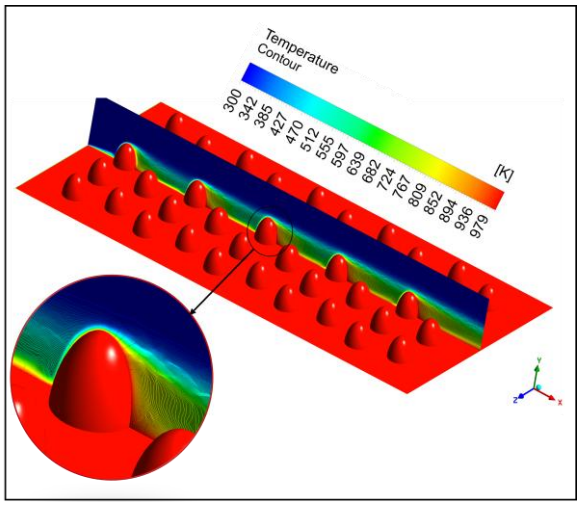


Figure 3. Thermal Field Development over a Heated Surface with Semi-Elliptical Turbulators

To quantify this thermal performance, four different configurations were analyzed: a smooth channel (baseline) and channels with cube, semi-elliptical, and pyramidal turbulators. The outlet temperatures for each case, calculated using the mass-weighted average method, are shown in Table 1.

Table 1. Turbulator shape vs outlet temperature

Turbulator Type	Outlet Temperature (K)	Temperature Rise ΔT (K)
Smooth (Baseline)	331.8	31.8
Pyramidal	355.5	55.5
Semi-Elliptical	368.7	68.7
Cube	379.7	79.7

The cube-shaped turbulator yielded the highest outlet temperature at 379.7 K, followed by the semi-elliptical (368.7 K), pyramidal (355.5 K), and baseline (331.8 K) configurations. The temperature rise (ΔT) compared to the inlet was 79.7 K for the cube, indicating superior heat transfer due to the sharp-edged geometry that induces strong recirculation and enhances flow mixing. In contrast, the baseline channel displayed the weakest performance due to the absence of flow disturbance. These findings are consistent with the literature, where it is well-established that surface roughness elements or turbulators significantly enhance heat transfer by disrupting laminar sublayers and increasing convective interaction.

The pressure difference between the inlet and outlet was found to be below 0.5 Pa for all cases. This negligible value is attributed to the very low inlet velocity and the short flow domain used in the simulations. Due to these characteristics, the flow experiences minimal resistance, resulting in insignificant pressure losses throughout the channel.

CONCLUSIONS

In this study, the thermal performance of a rectangular channel with different turbulator geometries was numerically investigated using CFD. Four configurations were examined, including a smooth baseline case and three designs, cube, semi-elliptical, and pyramidal turbulators. The bottom wall was heated at a constant temperature of 1000 K, and liquid water at 300 K was introduced at 0.01 m/s to simulate laminar flow.

The results showed that all turbulators improved heat transfer compared to the smooth channel, with the cube geometry delivering the highest outlet temperature. The study confirms that turbulator shape plays a significant role in enhancing convective heat transfer by modifying the near-wall flow structure and promoting mixing. These findings may inform the design of compact heat exchangers where thermal efficiency is critical.

REFERENCES

Abbaspour, M., Radmanesh, A. R., & Soltani, M. R. (2016). Unsteady flow over offshore wind turbine airfoils and aerodynamic loads with computational fluid dynamic simulations. International Journal of Environmental Science and Technology, 13(6), 1525–1540. https://doi.org/10.1007/s13762-016-0995-2

Afshari, F., Comakli, O., Lesani, A., & Karagoz, S. (2017). Characterization of lubricating oil effects on the performance of reciprocating compressors in air–water heat pumps. International Journal of Refrigeration, 74, 505–516. https://doi.org/10.1016/j.ijrefrig.2016.11.017

Afshari, F., Zavaragh, H. G., Sahin, B., Grifoni, R. C., Corvaro, F., Marchetti, B., & Polonara, F. (2018). On numerical methods; optimization of CFD solution to evaluate fluid flow around a sample object at low Re numbers. Mathematics and Computers in Simulation. https://doi.org/10.1016/j.matcom.2018.04.004

Afshari, F., Ghasemi Zavaragh, H., & Di Nicola, G. (2019). Numerical analysis of ball-type turbulators in tube heat exchangers with computational fluid dynamic simulations. International journal of environmental science and technology, 16, 3771-3780.

Afram, A., Janabi-Sharifi, F., Fung, A. S., & Raahemifar, K. (2014). Artificial intelligence based approaches for smart energy management of HVAC systems – A review. Energy and Buildings, 72, 343–355. https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2013.12.014

Akansu, S. O. (2006). Heat transfers and pressure drops for porous-ring turbulators in a circular pipe. Applied Energy, 83(3), 280–298. https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2005.02.003

Akpinar, E. K., & Bicer, Y. (2005). Investigation of heat transfer and exergy loss in a concentric double pipe exchanger equipped with swirl generators. International Journal of Thermal Sciences, 44(6), 598–607. https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2004.11.001

Bianchini, A., Balduzzi, F., Bachant, P., Ferrara, G., & Ferrari, L. (2017). Effectiveness of two-dimensional CFD simulations for Darrieus VAWTs: A combined numerical and experimental assessment. Energy Conversion and Management, 136, 318–328. https://doi.org/10.1016/j.enconman.2017.01.026

Bolourchi, A., Atabi, F., Moattar, F., & Ehyaei, M. A. (2017). Experimental and numerical analyses of particulate matter concentrations in underground subway station. International Journal of Environmental Science and Technology. https://doi.org/10.1007/s13762-017-1545-2

Bouchenafa, R., Saim, R., & Abboudi, S. (2015). Numerical study of forced convection in a turbulent heat sink made of several rows of blocks of square form. Heat and Mass Transfer, 51(9), 1301–1311. https://doi.org/10.1007/s00231-015-1496-4

Chang, S. W., Yang, T. L., & Liou, J. S. (2007). Heat transfer and pressure drop in tube with broken twisted tape insert. Experimental Thermal and Fluid Science, 32(2), 489–501. https://doi.org/10.1016/j.expthermflusci.2007.06.002

Karagoz, S., Afshari, F., Yildirim, O., & Comakli, O. (2017). Experimental and numerical investigation of the cylindrical blade tube inserts effect on the heat transfer enhancement in the horizontal pipe exchangers. Heat and Mass Transfer, 53(9), 2769–2784. https://doi.org/10.1007/s00231-017-2021-8

Karakaya, H., & Durmus, A. (2013). Heat transfer and exergy loss in conical spring turbulators. International Journal of Heat and Mass Transfer, 60, 756–762. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2013.01.054
Khanlari, A., Sozen, A., & Variyenli, H. (2018).

Simulation and experimental analysis of heat transfer characteristics in the plate type heat exchangers using TiO2/water nanofluid. International Journal of Numerical Methods for Heat & Fluid Flow. https://doi.org/10.1108/HFF-05-2018-0191

Kumar, A., Chamoli, S., & Kumar, M. (2016). Experimental investigation on thermal performance and fluid flow characteristics in heat exchanger tube with solid hollow circular disk inserts. Applied Thermal Engineering, 100, 227–236. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2016.01.081

Layek, A., Saini, J. S., & Solanki, S. C. (2007). Heat transfer and friction characteristics for artificially roughened ducts with compound turbulators. International Journal of Heat and Mass Transfer, 50(23–24), 4845–4854.

https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2007.02.042
Malakar, D., & Geete, A. (2018). Application of entropy and entransy concepts to design shell and tube type surface condenser at different 4L/D ratios for Maral Overseas LTD. International Journal of Ambient Energy, 1–27. https://doi.org/10.1080/01430750.2018.1490353

Murata, A., & Mochizuki, S. (2001). Comparison between laminar and turbulent heat transfer in stationary square duct with transverse or angled rib turbulators.

International Journal of Heat and Mass Transfer, 44(6), 1127–1141. https://doi.org/10.1016/S0017-9310(00)00180-0

Ngo, T. L., Kato, Y., Nikitin, K., & Ishizuka, T. (2007). Heat transfer and pressure drop correlations of microchannel heat exchangers with S-shaped and zigzag fins for carbon dioxide cycles. Experimental Thermal and Fluid Science, 32(2), 560–570. https://doi.org/10.1016/j.expthermflusci.2007.06.006

Patil, H. B., & Dingare, S. V. (2018). Experimental and numerical investigation of forced convection heat transfer in heat sink with rectangular plates at varying inclinations on vertical base. Journal of the Institution of Engineers (India): Series C, 1–11. https://doi.org/10.1007/s40032-018-0445-7

Promvonge, P. (2008). Thermal performance in circular tube fitted with coiled square wires. Energy Conversion and Management, 49(5), 980–987. https://doi.org/10.1016/j.enconman.2007.10.005

Promvonge, P., & Eiamsa-Ard, S. (2007). Heat transfer augmentation in a circular tube using V-nozzle turbulator inserts and snail entry. Experimental Thermal and Fluid Science, 32(1), 332–340. https://doi.org/10.1016/j.expthermflusci.2007.04.010
Sahin, H. M., Baysal, E., & Dal, A. R. (2013).

Experimental and numerical investigation of thermal characteristics of a novel concentric type tube heat exchanger with turbulators. International Journal of Energy Research, 37(9), 1088–1102. https://doi.org/10.1002/er.2919

Siddique, M., Khaled, A. R. A., Abdulhafiz, N. I., & Boukhary, A. Y. (2010). Recent advances in heat transfer enhancements: A review report. International Journal of Chemical Engineering. https://doi.org/10.1155/2010/106461

Sozen, A., Ozturk, A., Ozalp, M., & Ciftci, E. (2018). Influences of alumina and fly ash nanofluid usage on the performance of recuperator including heat pipe bundle. International Journal of Environmental Science and Technology. https://doi.org/10.1007/s13762-018-1832-6
Sun, Z., Zhu, J., Zhou, W., Cheng, X., & Zhu, J. (2016).

Numerical simulation on heat transfer enhancement of phase change thermal storage devices for low-middle temperature. Journal of Wuhan University of Technology - Materials Science Edition, 31(4), 799–804. https://doi.org/10.1007/s11595-016-1448-y

Xu, Z., Zhao, Y., Han, Z., & Wang, J. (2018). Numerical simulation of calcium sulfate (CaSO4) fouling in the plate heat exchanger. Heat and Mass Transfer. https://doi.org/10.1007/s00231-018-2282-x

Yakut, K., & Sahin, B. (2004a). Flow-induced vibration analysis of conical rings used for heat transfer enhancement in heat exchangers. Applied Energy, 78(3), 273–288. https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2003.09.001

You, Y., Fan, A., Huang, S., & Liu, W. (2012). Numerical modeling and experimental validation of heat transfer and flow resistance on the shell side of a shell-and-tube heat exchanger with flower baffles. International Journal of Heat and Mass Transfer, 55(25–26), 7561–7569. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2012.07.058

Yu, C., Ren, Z., & Zeng, M. (2018). Numerical investigation of shell-side performance for shell and tube heat exchangers with two different clamping type anti-vibration baffles. Applied Thermal Engineering, 133, 125–136. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2018.01.029

Zavaragh, H. G., Kaleli, A., Afshari, F., & Amini, A. (2017). Optimization of heat transfer and efficiency of engine via air bubble injection inside engine cooling system. Applied Thermal Engineering, 123, 390–402. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2017.04.164

Manual, U. (2009). ANSYS FLUENT 12.0. *Theory Guide*, *67*.

EKSENEL DÜZ KANATLI KAMA VE ELİPS ŞEKİLLİ BORU DEMETİNİN ÇOK AMAÇLI OPTİMİZASYONU

Mehmet ÖZKARAKOÇ*, Muhammet Nasıf KURU**
*Tarsus Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makina Mühendisliği Bölümü, 33400, Tarsus, Mersin,
mehmetozkarakoc@gmail.com
** Tarsus Üniversitesi Mersin Tarsus Organize Sanayi Bölgesi Teknik Bilimler Meslek Yüksekokulu, 33400, Tarsus, Mersin, mnasifkuru@tarsus.edu.tr

Özet: Boru demeti ısı değiştiricilerinde farklı boru geometrileri kullanılması ısıl hidrolik verimi ve entropi üretimini önemli derecede etkilemektedir. Bu çalışmada, kaydırılmış sıralı dizilişe sahip kama ve elips şekilli boru demetinde, eksenel kanat kullanımı durumunda boru demetine ait geometrik boyutlar ve çalışma koşulları sayısal optimizasyon yöntemi kullanılarak belirlenmiştir. Boru geometrileri (kama /elips) için eşit ısı transfer yüzey alanları ve eşdeğer çap (D_e) $12{,}7\ mm$ olarak kabul edilmiştir. Boyuna (N_L) ve enine (N_T) dört borudan oluşmaktadır. İki farklı boru geometrisi için çok amaçlı optimizasyon iş akış şemaları kurulmuştur. Burada amaç fonksiyonu olarak entropi üretiminin $(S_{üretim})$ azaltılması ve ısıl hidrolik verimin (THP) arttırılması amaç fonksiyonları olarak seçilmiştir. Geometrik optimizasyon değişkeni olarak, enine boru aralığı $(x_{aralık})$, boyuna boru aralığı $\left(y_{aralık}\right)$ ve boyuna kanat uzunluğu (L_{kanat}) değerleri $D_e/4$ ile D_e aralığında değişmektedir. Çalışma koşuluna ait optimizasyon değişkeni olarak kanal girişindeki ortalama hız değeri (V_g) kullanılmıştır ve $1\ m/s < V_g < 6\ m/s$ aralığında değişmektedir. Sonuç olarak, incelenen optimizasyon problemleri için türetilen Pareto tasarımlar incelendiğinde, elde edilen en küçük entropi üretim değerleri kıyaslandığında elips şekilli boru demetinde %1,4 daha az iken, elde edilen en büyük termal hidrolik verim değerleri kıyaslandığında elips şekilli boru demetinde %6,4 daha fazladır.
Anahtar Kelimeler: Boru demeti, Eksenel düz kanat, Kama şekilli boru, Elips şekilli boru, Çok amaçlı optimizasyon

MULTI-OBJECTIVE OPTIMIZATION OF AXIAL FLAT-FINNED ELLIPSE AND CAM-SHAPED TUBE BANK

Abstract: Utilization of different tube geometries in tube bank heat exchangers significantly affects thermal hydraulic performance and entropy generation. In this study, the geometric dimensions and operating conditions of the tube bank in cam and ellipse shaped tube bank with staggered arrangement are determined by applying numerical optimization method for the case of with axial fins. Equal heat transfer surfaces and equivalent diameter (D_e) for tube geometries (cam / ellipse) are assumed to be $12{,}7\ mm$. It consists of four longitudinal (N_L) and four transversal (N_T) tubes. For two different tube geometries, multi-objective optimization workflows were established. Reducing entropy generation $(S_{üretim})$ and increasing thermal hydraulic performance (THP) were chosen as objective functions. As geometric optimization variables, the values of transversal tube spacing $(x_{aralık})$, longitudinal tube spacing $\left(y_{aralık}\right)$, and longitudinal fin length (L_{kanat}) vary between $D_e/4$ and D_e. Average velocity at duct inlet (V_g) is used as the optimization variable for operating condition and ranges from $1\ m/s < V_g < 6\ m/s$. As a result, when the Pareto designs are compared for the optimization problems studied, the least entropy production values obtained are 1.4% less in the ellipse shaped tube bank, while the highest thermal hydraulic efficiency values obtained are 6.4% more in the ellipse shaped tube bank.
Keywords: Tube bank, Axial flat fin, Cam-shaped tube, Ellipse-shaped tube, Multi-objective optimization

GİRİŞ

Boru demeti ısı değiştiricileri, enerji üretimi, ısıtma, soğutma ve iklimlendirme gibi pek çok alanda yaygın olarak kullanılmaktadır. Bu sistemler, verimli olmaları ve uygulanabilirliklerinin yüksek olması nedeniyle tercih edilmekle birlikte, artan enerji ve hammadde maliyetleri yatırım ve işletme giderlerini düşürmeye yönelik çeşitli tekniklerin geliştirilmesini zorunlu kılmıştır. Bu doğrultuda, aktif ve pasif yöntemler kullanılarak ısı transfer performansı iyileştirilirken, aynı zamanda basınç kayıplarının minimize edilmesi amaçlanmaktadır. Literatürde, özellikle ek enerji gerektirmeyen pasif iyileştirme yöntemleri üzerine yapılan deneysel, sayısal ve analitik çalışmalar dikkat çekmektedir. Bu çalışmalar, farklı boru geometrileri kullanarak ısı transferini artırmayı ve basınç kayıplarını azaltmayı hedeflemektedir.

Hilpert (1933) ve Grimison (1937), dairesel kesitli boru demetlerinde ortalama Nusselt sayısının belirlenmesine yönelik ampirik bağıntılar geliştirmiştir. Bergelin ve ark. (1950, 1952) 'nın, düşük ve orta Reynolds sayısı aralıklarında gerçekleştirilen çalışmaları bir araya getirerek kapsamlı bir değerlendirme sunmuştur. Žukauskas (1972, 1985) ise düzgün ve kaydırılmış sıralı dizilişlere sahip boru demetlerinde, Reynolds ve Prandtl sayıları gibi boyutsuz parametrelerin ısı transferi ve akış üzerindeki etkilerini incelemiştir. Shaboury ve Ormiston (2005), düzgün sıralanmış dairesel boru demetlerinde Reynolds sayısı ve boyutsuz adım değerlerinin ısı transferi üzerindeki etkisini sayısal olarak analiz etmiştir. Khan ve ark. (2006) 'nın ise hem düzgün hem de kaydırılmış sıralı dairesel boru demetlerinde ısı transferini analitik olarak ele almış, akış yönüne dik boru adımlarındaki artışın, akış yönündeki boru adımı artışına kıyasla daha büyük bir etkiye sahip olduğunu belirlemiştir. Gaddis (2010), düzgün ve kaydırılmış sıralı boru demetlerinde basınç kayıplarını hesaplamaya yönelik detaylı ifadeler geliştirmiştir. Yılmaz ve Yılmaz (2016), dairesel boru demetlerinde ısı transferi ve basınç düşümüne bağlı olarak oluşan entropi üretimini değerlendirmiş ve düşük hızlarda ısı transferinin entropi üretimi üzerindeki etkisinin daha baskın olduğunu göstermiştir.

Dairesel kesitli boruların üretim süreçlerinin kolay olması nedeniyle yaygın olarak kullanıldığı bilinmektedir. Ancak, son yıllarda araştırmacılar, akış ve ısı transferini optimize etmek amacıyla alternatif boru geometrileri üzerine yoğunlaşmıştır. Bu kapsamda, akış karışımını artırarak sınır tabaka yenilenmesini sağlayan ve sürtünme direncini azaltan boru tasarımlarına yönelik çalışmalar hız kazanmıştır. Horvat ve ark. (2006), kaydırılmış sıralı dizilişe sahip dairesel, elips ve kanat şekilli boru demetlerinde akış ve ısı transferini zamana bağlı olarak analiz etmiştir. İncelemeler, Reynolds sayısı arttıkça ortalama Stanton sayısının ve sürüklenme katsayısının azaldığını ortaya koymuştur. Ayrıca, basınç düşümü açısından değerlendirildiğinde, kanat şekilli boruların elips ve dairesel borulara göre daha iyi performans sergilediği belirlenmiştir.

Bayat ve ark. (2014), kaydırılmış sıralı dizilişe sahip kam şekilli boru demetlerinde akış ve ısı transferi performansını deneysel olarak incelemiş ve boyutsuz adım mesafesinin artışıyla birlikte ısı transfer miktarının da yükseldiğini gözlemlemiştir. Aynı yüzey alanına sahip dairesel borularla kıyaslandığında, kam şekilli boruların $\%5-11$ oranında daha düşük ısı transferi gerçekleştirdiği, ancak sürtünme faktörünün $\%64$ oranında azaldığı belirlenmiştir. Ayrıca, kam şekilli boru demetlerinin ısıl hidrolik verimi ve alan uyum faktörünün, dairesel boru demetlerine kıyasla sırasıyla 5 ve $12-14$ kat daha yüksek olduğu sonucuna ulaşılmıştır. Mangrulkar ve ark. (2017), düzgün sıralanmış kam şekilli boru demetlerinde ısı transferi ve sürtünme faktörünü $11.500 \leq Re_D \leq 42.500$ aralığında sayısal olarak incelemiştir. Yapılan analizlerde, Reynolds sayısı ve boyuna adım oranının artmasının türbülansı artırdığı ve buna bağlı olarak ısı transferini iyileştirdiği görülmüştür. Boyuna adım mesafesindeki artışın sirkülasyon bölgesini genişlettiği, bu durumun ise hem ısı transferini hem de basınç kayıplarını artırdığı, ancak sistemin genel verimliliğini azalttığı tespit edilmiştir. Ayrıca, kam kesitli boru kullanımının, dairesel borulara kıyasla alan uyum faktörünü değerini $9-10$ kat artırdığı, sürtünme faktörünü ise $\%85-89$ oranında azalttığı belirlenmiştir.

Khan ve ark. (2004), elips boru demetlerinde toplam ısı transferi ve sürüklenme katsayısını analitik olarak incelemiştir. Sabit yüzey sıcaklığı ve sabit yüzey akısı sınır koşullarında yapılan hesaplamalar, eliptik eksen oranı $0{,}5$ olan boruların sürüklenme katsayısının dairesel borulara kıyasla $\%66{,}7$, eliptik eksen oranı $0{,}25$ olanların ise $\%83{,}3$ daha düşük olduğunu göstermiştir. Sayed Ahmed ve ark. (2012), kaydırılmış sıralı kanat şekilli boru demetlerinde akış ve ısı transferini hem deneysel hem de sayısal olarak analiz etmiş ve kanat şekilli boruların, dairesel borulara kıyasla $\%34$ daha yüksek ısı transferi sağladığını ve $\%37$ daha düşük basınç düşümüne neden olduğunu tespit etmiştir.

Isı transferini artırma ve basınç düşüşünü azaltma amacıyla boru demeti tasarımına yönelik çok sayıda araştırma yapılmıştır. Bu çalışmalar genellikle önceden belirlenmiş geometrik boyutlar kullanarak boru demetlerinin performansını optimize etmeye odaklanmıştır. Bunun yanı sıra, belirli geometrik parametreler arasında yapılan optimizasyon çalışmaları da dikkat çekmektedir.

Matos ve ark. (2001), kaydırılmış sıralı dizilişe sahip elips ve dairesel boru demetlerinde, belirli akış ve hacim kısıtlamaları altında maksimum ısı transferini sağlamak için sayısal bir optimizasyon süreci gerçekleştirmişlerdir. Bu çalışmada, $Re_L = 665$ ile en iyi sonuç alınan ve eliptik eksen oranı ile borular arası mesafeler gibi parametrelerin etkisi incelenmiştir. Bu analizin sonuçlarına göre, eliptik boru demeti, dairesel boru

demetine göre %13 daha fazla ısı transferi sağladığı bulunmuştur.

Yılmaz vd. (2017), kaydırılmış sıralı boru demetinde belirli bir basınç düşüşü ve hacim koşulunda ısı transferini optimize etmek amacıyla Gnielinski-Gaddis yöntemini kullanarak dairesel boru demetlerini analitik olarak incelemişlerdir. Bu çalışmada, boyuna boru sayısı, boru çapı ve borular arası boyutsuz adımlar gibi tasarım parametreleri analiz edilmiştir. Sonuçlar, boyutsuz boru çapının artmasıyla ısı transferinin azaldığını, ancak boyutsuz adım ve boru sayısının optimizasyonu ile daha verimli sonuçlar elde edilebileceğini göstermiştir. Boyutsuz boru çapı, boru adımları ve boru sayısındaki değişiklikler, ısı transferi performansını önemli ölçüde etkilemektedir.

Gharbi ve ark. (2015), dairesel, elips ve kanat şeklindeki boru demetlerinin entropi üretimi üzerindeki etkisini araştırmışlardır. Bu sayısal optimizasyon çalışmasında, elips boru demetlerinin daha düşük entropi üretimi sağladığı, dairesel boru demetlerinden daha iyi sonuçlar verdiği belirlenmiştir.

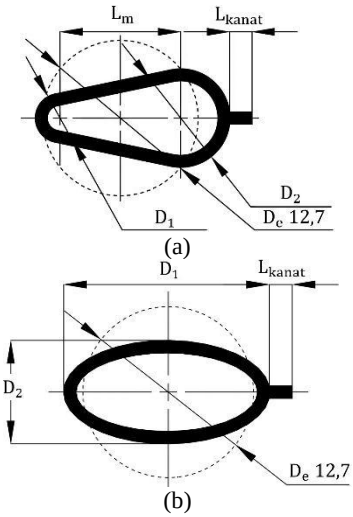
Yılmaz ve Yılmaz (2016), benzer şekilde, düzgün sıralı dairesel boru demetlerinde ısı transferini optimize etmek için analitik bir yaklaşım kullanmışlardır. Çalışmada, boru sayısı, boyutsuz boru çapı ve adımları gibi parametreler üzerinde yapılan analizlerle, boyutsuz boru çapının artmasının ısı transferi üzerinde olumsuz bir etkisi olduğunu göstermiştir. Ayrıca, boru sayısı ve boru adımlarındaki değişikliklerin ısı transferini etkileyen önemli faktörler olduğu belirlenmiştir.

Literatürde yapılan çalışmalara göre, boru şeklinin ısı transferi, basınç düşüşü, entropi üretimi ve boru demeti hacmi üzerinde önemli etkileri vardır. Bu çalışmada ise, daha önce yapılmış çalışmalardan farklı olarak, eksenel düz kanatlı elips ve kam şekilli boruların kaydırılmış sıralı diziliş kullanılarak Tablo 1'de sunulan boyuna ve dikine boşluklar ile kanat uzunluğu değerleri için boru demeti tasarımındaki ısıl hidrolik verimin maksimize edilmesi ve entropi üretiminin minimize edilmesi amaçlanmıştır. Bu kapsamda çok sayıda pareto tasarım elde edilmiştir.

PARAMETRİK MODELLEME ve SAYISAL OPTİMİZASYON PROSEDÜRLERİ

Fiziksel Geometriler

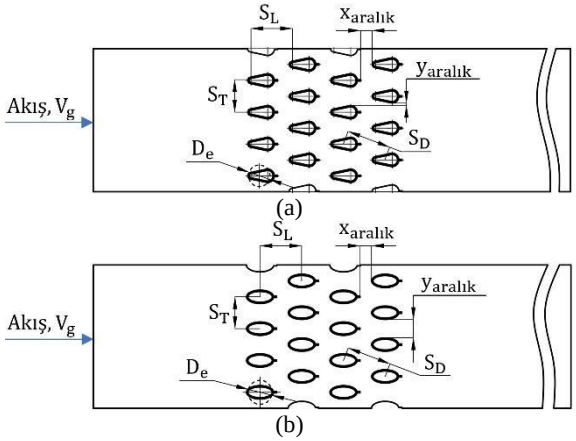
Eksenel düz kanatlı kama ve elips şekilli boru kesiti Şekil 1a, 1b'de, geometrik ölçüleri Tablo 1'de verilmiştir. Boru demetleri için çözüm alanları ve sınır koşulları Şekil 2a, 2b, 2c, 3a, 3b'de gösterilmiştir. Boru demeti geometrik ölçüleri ve çalışma şartları Tablo 2'de sunulmuştur. Isı transfer yüzey alanı kama ve elips şekilli borular için eşittir ve eşdeğer çap $D_{eq} = 12{,}7\ mm$'dir.



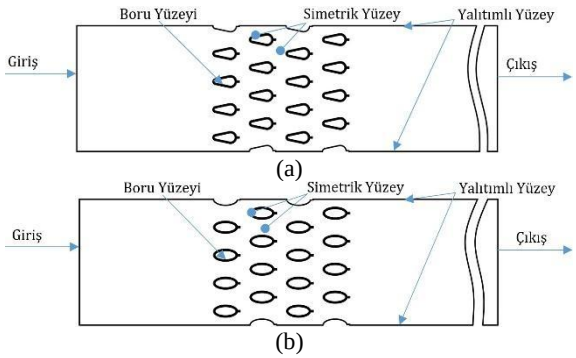
Şekil 1. Eksenel düz kanatlı (a) kama, (b) elips şekilli boru kesiti

Tablo 1. Boru demetlerinde kullanılan eksen düz kanatlı boruların geometrik ölçüleri

Boru şekli	$D_e\ [mm]$	$D_1\ [mm]$	$D_2\ [mm]$	$L_m\ [mm]$
Boru cidar kalınlıkları ve eksenel düz kanat yüksekliği 1 mm'dir.				
Kama	12,7	4,11	8,22	10,054
Elips	-	16,44	8,22	-



Şekil 2. Kaydırılmış sıralı dizilişe sahip eksenel düz kanatlı (a) kama, (b) elips şekilli boru demeti parametrik modelleri



Şekil 3. Kaydırılmış sıralı dizilişe sahip eksenel düz kanatlı (a) kama, (b) elips şekilli boru demeti sınır koşulları

Tablo 2. Eksenel düz kanatlı boru demeti çalışmalarındaki boru demetlerine ait geometrik ölçüler ve çalışma şartları

Parametre	**Sembol**	**Değer**
Kanalın geometrik ölçüleri		
Kanal Yüksekliği	H_{kanal}	Kaydırılmış sıralı diziliş için $4{,}5 * s_T\ mm$
Kanal Genişliği	W_{kanal}	$210\ mm$
Boru demetinin geometrik ölçüleri		
Eşdeğer çap	D_e	$12{,}7\ mm$
Boyuna boru sayısı	N_L	4
Dikine boru sayısı	N_T	4
Kanat uzunluğu	L_{kanat}	$\frac{D_e}{4}\ mm \le L_{kanat} \le D_e\ mm,$ $artış\ miktarı = \frac{D_e}{4}\ mm$
Boyuna borular arası boşluk	$y_{aralık}$	$\frac{D_e}{4}\ mm \le y_{aralık} \le D_e\ mm,$ $artış\ miktarı = \frac{D_e}{4}\ mm$
Dikine borular arası boşluk	$x_{aralık}$	$\frac{D_e}{4}\ mm \le x_{interval} \le D_e\ mm,$ $artış\ miktarı = \frac{D_e}{4}$
Çalışma koşulları		
Ortalama giriş hava hızı	V_g	$1\ \frac{m}{s} \le V_g \le 6\ \frac{m}{s},$ $artış\ miktarı = 1\frac{m}{s}$
Giriş Sıcaklığı	$T_{giriş}$	25 ℃
Boru yüzey sıcaklığı	T_{duvar}	45 ℃

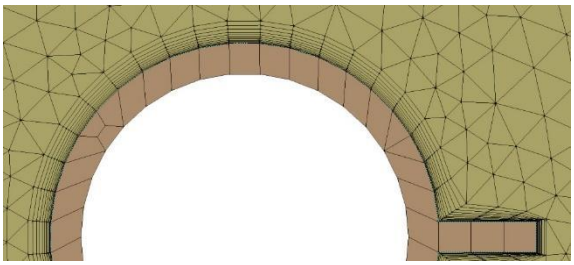
Havanın film sıcaklığındaki termofiziksel özellikleri $T_{film} = (T_g + T_{duvar})/2$ Engineering Equation Solver (EES) (2018) programından elde edilmiş olup bu değerler Tablo 3'te listelenmiştir.

Tablo 3. Havanın $T_{film} = 35\ °C$ sıcaklığındaki termofiziksel özellikleri

Özellik	Değer
Isı iletim katsayısı (k) [W/m-K]	0,02699
Yoğunluk (ρ_{hava}) [kg/m^3]	1,146
Özgül Isı (c_p) [J/kg-K]	1007
Kinematik viskozite (μ) [N.s/ m^2]	1,893 x 10^{-5}

Ağ Yapısı

Basınç-hız çifti için COUPLED algoritması uygulanmış olup türbülanslı kinetik enerji ve momentum denklemleri ikinci dereceden bir ayrıklaştırma şeması ile çözülmüştür. Enerji denklemleri için 10^{-8} ve süreklilik ve diğer akış denklemleri için 10^{-5} yakınsama kriterleri belirlenmiştir. Ağ yapısı için boruların etrafında üçgensel elemanlar kullanılmıştır (Şekil 4). Isı transfer yüzeylerine bitişik ağ noktaları dörtgensel elemanlar kullanılarak yoğunlaştırılmış ve y+ değerleri 1 ile 5 arasında tutulmuştur.



Şekil 4. Eksenel düz kanatlı boru demetinde ağ yapısı

Ağdan Bağımsızlık Çalışması

$V_g = 4\ m/s$ değerinde 2 mm kanal genişliğine sahip düzgün sıralı dairesel boru demetinde ağdan bağımsızlık çalışması yapılmıştır. Beş farklı eleman sayısı için sonuçlar Tablo 4'te verilmiştir. 4 numaralı ağ yapısı ile 5 numaralı ağ yapısının arasındaki fark, basınç düşümü (ΔP) için %0,69 iken ısı transferi (Q) için %0,88'dir. Hesaplama süresini kısaltmak için 4 numaralı ağ kullanılmıştır.

Tablo 4. Farklı eleman sayıları için $V_g = 4\ m/s$ değerinde ağdan bağımsızlık çalışması

Nu.	Eleman Sayısı	$\Delta P\ [Pa]$	Q [W]
1	3579	107,6396	1,13867
2	6542	66,13183	1,401459
3	21012	81,12265	4,433381
4	53264	89,88429	4,227593
5	94980	90,50079	4,26483

Veri Analizi

Akış boyuna boru adımı (s_L) aşağıdaki gibi tanımlanır; Kama şekilli boru demeti için,

$$s_L = L_m + \frac{D_2}{2} + L_{kanat} + x_{aralık} + \frac{D_1}{2} \quad (1)$$

elips boru demeti için,

$$s_L = D_1 + L_{kanat} + x_{aralık} \quad (2)$$

Akış dikine boru adımı (s_T) aşağıdaki gibi tanımlanır; Elips ve Kama boru demeti için,

$$s_T = D_2 + y_{aralık} \quad (3)$$

Akış boyuna boyutsuz boru adımı (s_L^*) aşağıdaki gibi tanımlanır;
Kama şekilli boru demeti için,

$$s_L^* = \frac{s_L}{\left(\frac{D_1}{2} + L_m + \frac{D_2}{2}\right)} \quad (4)$$

Elips boru demeti için,

$$s_L^* = \frac{s_L}{D_1} \quad (5)$$

Akış dikine boyutsuz boru adımı (s_T^*) aşağıdaki gibi tanımlanır;
Elips ve kama şekilli boru demeti için,

$$s_T^* = \frac{s_T}{D_2} \quad (6)$$

Kanal yüksekliği (H_{kanal}) aşağıdaki gibi tanımlanır;
Kaydırılmış sıralı boru demeti için,

$$H_{kanal} = 4{,}5 * s_T \quad (7)$$

Basınç düşümü (ΔP) kanal girişindeki basınç (P_{in}) ile kanal çıkışındaki (P_{out}) basınç farkına eşittir,

$$\Delta P = P_{giriş} - P_{çıkış} \quad (8)$$

Kanal kesit alanı (A) aşağıdaki gibi tanımlanır;
Kaydırılmış sıralı boru demeti için,

$$A = (N_T + 0{,}5) * s_T \quad (9)$$

Kaydırılmış sıralı boru demeti için hacim,

$$V = N_L\, s_L\, (N_T + 0{,}5)\, s_T\, W_{kanal} \quad (10)$$

hesaplanır ve ortalama hava giriş hızından $\left(V_g\right)$ kütlesel debi elde edilir.

$$\dot{m} = \rho_{hava}\, V_g\, A \quad (11)$$

Hacimsel debi $(\dot{V})$ aşağıdaki gibi elde edilir.

$$\dot{V} = A * V_g \quad (12)$$

Pompa gücü (W_P) aşağıdaki gibi hesaplanır,

$$W_p = \dot{V} * \Delta P \quad (13)$$

Logaritmik sıcaklık farkı (ΔT_{lm}); boru yüzey sıcaklığı (T_{duvar}), kanal giriş $\left(T_{giriş}\right)$ ve çıkışındaki $\left(T_{çıkış}\right)$ ortalama hava sıcaklıklarına göre aşağıdaki gibi hesaplanır,

$$\Delta T_{lm} = \frac{\left(T_{çıkış} - T_{giriş}\right)}{ln\, ln\left(\frac{\left(T_{duvar} - T_{giriş}\right)}{\left(T_{duvar} - T_{çıkış}\right)}\right)} \quad (14)$$

Boru demetinde gerçekleşen toplam ısı transferi (Q) tek bir boruda gerçekleşen ısı akısına $(q")$ göre aşağıdaki gibi hesaplanır,

$$Q = q"\, \pi\, D_e\, N_L\, N_T\, W_{kanal} \quad (15)$$

Entropi üretimi $(S_{üretim})$, toplam ısı transferine (Q) göre aşağıdaki gibi hesaplanır,

$$S_{üretim} = \frac{Q * \Delta T_{lm}}{T_{giriş} * T_{duvar}} + \frac{\dot{m} * P_{giriş}}{\rho_{hava} * T_{giriş}} \quad (16)$$

Isıl hidrolik verim (THP); referans ısı transferi $\left(Q_0\right)$ ve pompa gücü $\left(W_{p_0}\right)$ değerlerine göre aşağıdaki gibi hesaplanır (Erdinç, 2023),

$$THP = \frac{\frac{Q}{Q_0}}{\frac{W_p}{W_{p_0}}} \quad (17)$$

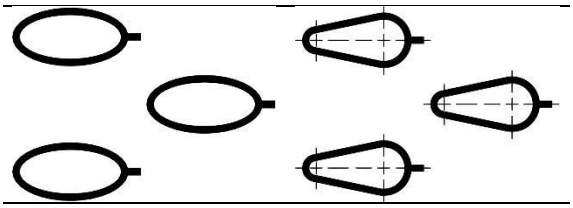
Isıl hidrolik verim hesabında, Tablo 2'de sunulan geometrik ölçüler ve çalışma şartlarında eksenel düz kanatlı düzgün sıralı dizilişe sahip dairesel boru demetinde elde edilen en düşük ısı transferi $(Q_0 = 120{,}7076\ W)$ miktarı ve bu tasarımda elde edilen pompa gücü $(W_0 = 0{,}050526\ W)$ referans alınmıştır.

Isıl hidrolik verim (THP) değeri 1'in üzerinde çıkması durumda geliştirilmiş boru geometrisinin referans boru geometrisi ile karşılaştırıldığında daha avantajlı olduğunu gösterir. Bu bağlamda 'verim' ifadesi mutlak bir enerji dönüşüm oranını değil, göreli bir performans oranını temsil etmektedir. Bu yaklaşım literatürde (Bayat ve ark., 2014; Erdinç, 2023) sıkça kullanılmaktadır.

Çok Amaçlı Optimizasyon Problemi

Boru demetinin optimum tasarımı entropi üretiminin azaltılması ve ısıl hidrolik verimin arttırılması amaç fonksiyonlu olarak sayısal yöntemle incelenmiştir. Boru demeti için optimizasyon değişkenleri $x_{aralık}, y_{aralık}, L_{kanat}$'dır. Tablo 5, boru demeti şekilleri, amaç fonksiyonları, adımlar ile alt ve üst limitler gibi optimizasyon değişkenlerini içeren senaryoyu göstermektedir.

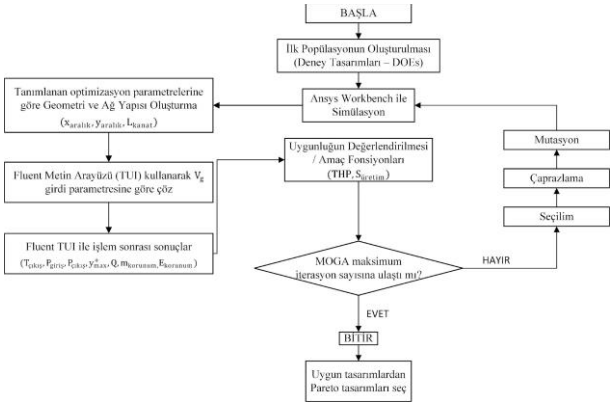
Tablo 5. Boru demeti çok amaçlı optimizasyon problemi amaç fonksiyonları, optimizasyon değişkenleri

Çok Amaçlı Optimizasyon Problemi	
Kaydırılmış sıralı dizilişe sahip elips şekilli boru demeti	Kaydırılmış sıralı dizilişe sahip kama şekilli boru demeti
	
Amaç Fonksiyonları	
$S_{üretim}$ azaltılması THP arttırılması	
Optimizasyon Değişkenleri	
$\frac{D_e}{4}\ mm \leq x_{aralık} \leq D_e\ mm, artış\ miktarı = \frac{D_e}{4}\ mm$	

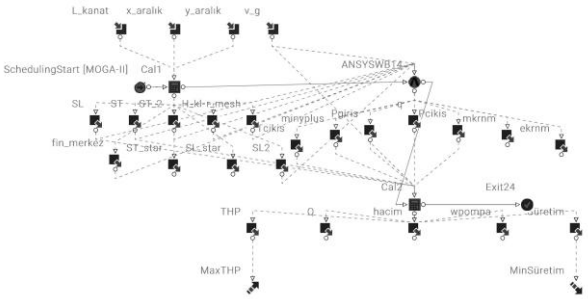
$$\frac{D_e}{4}\ mm \leq y_{aralık} \leq D_e\ mm, artış\ miktarı = \frac{D_e}{4}\ mm$$
$$\frac{D_e}{4}\ mm \leq L_{kanat} \leq D_e\ mm, artış\ miktarı = \frac{D_e}{4}\ mm$$

Sayısal Optimizasyon için Çözüm Yöntemleri ve Süreçleri

Ticari optimizasyon uygulaması modeFRONTIER (2020), boru demetlerinin optimum boyutlarını belirlemek için Ansys Workbench HAD (2021) yazılımı ile birlikte çalıştırılmıştır. Optimizasyon programı çok amaçlı bir genetik algoritma kullanır ve sürecin her iterasyonunda geometri ve ağ geliştirme ile sayısal hesaplama için Ansys Workbench'i çağırır. Bu teknik Şekil 5'te bir akış şeması, Şekil 6'da ise modeFRONTIER şeması olarak gösterilmektedir. İlk olarak, optimizasyon çalışmalarının (Deney Tasarımları-DOE'ler) bir başlangıç popülasyonu oluşturulur ve optimizasyon algoritması bu popülasyona dayalı olarak optimum tasarımları keşfetmeye çalışır. Sağlanan optimizasyon değişkenleri $(x_{aralık}, y_{aralık}, L_{kanat})$ için geometri üretimi ve boru demetinin ağının oluşturulması, bir Ansys Workbench düğümü kullanılarak simülasyonda gerçekleştirilir. Ardından, Fluent'in Metin Kullanıcı Arayüzü (TUI) kullanılarak, bir başka optimizasyon değişkeni olan V_g bir giriş parametresi olarak sağlanır ve sayısal sonuçlar elde edilir. Ayrıca, optimizasyon incelemeleri sırasında, kanal çıkış kesindeki sıcaklık $(T_{cıkış})$, giriş kesitindeki basınç $(P_{giriş})$, çıkış kesitindeki basınç $(P_{çıkış})$, maksimum boyutsuz duvar mesafesi (y^+_{max}), enerjinin korunumu $(E_{korunum})$, kütlenin korunumu $(m_{korunum})$ kontrol edilmiştir. Son işlemlerin tamamlanmasının ardından, uygunluk ve amaç fonksiyonları $(S_{üretim}, THP)$ değerlendirilir. Optimizasyon süreci (seçim, çaprazlama ve mutasyon), algoritma optimizasyon programında belirtilen maksimum iterasyon sayısına ulaşana kadar devam eder. Optimizasyon sürecinin sonunda, bir amacın değerini düşürmeden diğerinin değerinin artırılamadığı uygun çözümler arasından Pareto tasarımlar seçilir.



Şekil 5. Eksenel düz kanatlı kaydırılmış sıralı dizilişe sahip boru demetlerinde sayısal optimizasyon şeması



Şekil 6. Eksenel düz kanatlı kaydırılmış sıralı dizilişe sahip boru demetlerinde modeFRONTIER optimizasyon şeması

Tasarımcının görüşüne göre, Pareto tasarımlar kümesindeki tasarımlardan biri en uyumlu tasarım olarak seçilebilir.

BULGULAR

Bu bölüm, eksenel düz kanatlı kaydırılmış sıralı dizilişe sahip elips ve kama şekilli boru demetleri için çok amaçlı optimizasyon çalışmalarının sonuçlarına odaklanmaktadır. Tablo 6'da uygulanabilir ve pareto tasarım sayıları sunulmaktadır. Elde edilen sonuçlara göre, eksenel kanatlı kaydırılmış sıralı kam şekilli boru demeti için verilen geometrik sınırlar dahilinde daha fazla tasarım oluşturmak mümkündür.

Tablo 6. Eksenel düz kanatlı boru demetlerinde elde edilen pareto ve toplam tasarım sayıları

Boru Demeti Tipi	Uygulanabilir Tasarım	Pareto Tasarım
Kaydırılmış Sıralı Kam Şekilli	266	30
Kaydırılmış Sıralı Elips Şekilli	258	30

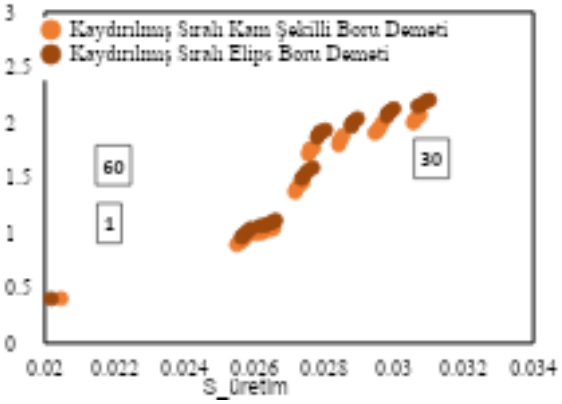
Boru demeti tiplerine ait pareto tasarımlarda elde edilen entropi üretimi $(S_{üretim})$ ve ısıl hidrolik verim (THP) değerleri Tablo 7'de sunulmuştur.

Tablo 7. Eksenel düz kanatlı boru demetleri pareto tasarımlarında elde edilen entropi üretimi $(S_{üretim})$ ve ısıl hidrolik verim (THP) değerleri

Eksenel Düz Kanatlı Kaydırılmış Sıralı Dizilişe Sahip Kama Şekilli Boru Demeti			Eksenel Düz Kanatlı Kaydırılmış Sıralı Dizilişe Sahip Elips Şekilli Boru Demeti		
Nu.	THP	$S_{üretim}\left[\frac{W}{K}\right]$	Nu.	THP	$S_{üretim}\left[\frac{W}{K}\right]$
1	0,402838	0,020467	31	2,202397	0,03102
2	0,892887	0,025495	32	2,191915	0,030922
3	0,911997	0,025595	33	2,160345	0,030777
4	0,937219	0,025692	34	2,146309	0,030684
5	0,969565	0,025786	35	2,123021	0,030001
6	0,992236	0,026037	36	2,099807	0,029889
7	0,999535	0,026222	37	2,081015	0,029823
8	1,021424	0,026331	38	2,055037	0,029802
9	1,030291	0,026494	39	2,0354	0,028961
10	1,046187	0,026571	40	2,008173	0,028853
11	1,367335	0,02717	41	1,987151	0,028787
12	1,396626	0,027204	42	1,963347	0,028787
13	1,430199	0,02729	43	1,929401	0,02805

14	1,45872	0,0274	44	1,916745	0,0279
15	1,710115	0,027553	45	1,890038	0,027841
16	1,733239	0,027584	46	1,864567	0,027807
17	1,758956	0,027596	47	1,588583	0,02768
18	1,769268	0,027705	48	1,558934	0,027525
19	1,796986	0,028422	49	1,520038	0,027437
20	1,827962	0,028435	50	1,492064	0,027354
21	1,853405	0,028485	51	1,114626	0,026614
22	1,881309	0,028544	52	1,09832	0,026554
23	1,902679	0,029455	53	1,083474	0,026419
24	1,923019	0,029537	54	1,067151	0,026328
25	1,952894	0,029587	55	1,062279	0,026175
26	1,989852	0,029662	56	1,038142	0,025908
27	1,997127	0,030553	57	1,009693	0,025796
28	2,021617	0,030599	58	0,979916	0,025698
29	2,043116	0,030675	59	0,959504	0,025632
30	2,069971	0,030758	60	0,402542	0,020179

Pareto tasarım noktalarının ısıl hidrolik verime göre entropi üretimlerinin kıyaslaması Şekil 7'de gösterilmiştir.



SONUÇLAR

Bu çalışmada, eksenel kanatlı kaydırılmış sıralı dizilişe sahip kama ve elips şekilli boru demetlerine ait geometrik boyutlar ve çalışma koşulları sayısal optimizasyon yöntemi kullanılarak belirlenmiştir. Sonuç olarak,

- Pareto tasarımlar incelendiğinde, $V_g = 1\,m/s$, $s_L^* = 1{,}96563$, $s_T^* = 1{,}38625$, $L_{kanat} = 12{,}7$ mm iken gerçekleşen en düşük entropi üretimi değeri $0{,}02018\ \frac{W}{K}$ ile elips şekilli boru demetinde gerçekleşmiştir. Bu değer kama şekilli boru demetinde gerçekleşen en küçük entropi üretimi değerinden % 1,4 daha azdır.
- Pareto tasarımlar incelendiğinde, $V_g = 1\,m/s$, $s_L^* = 1{,}96563$, $s_T^* = 2{,}54501$, $L_{kanat} = 12{,}7$ mm iken gerçekleşen en yüksek ısıl hidrolik verim değeri $2{,}2024$ ile elips şekilli boru demetinde gerçekleşmiştir. Bu değer kama şekilli boru demetinde gerçekleşen en yüksek entropi üretimi değerinden % 6,4 daha fazladır.
- Entropi artışına bağlı olarak ısıl verim artmaktadır.

TEŞEKKÜR

Bu çalışma, TÜBİTAK ARDEB 1001 Araştırma Programı tarafından 123M484 proje numarası ile desteklenmektedir.

SEMBOLLER

c_p	Özgül ısı $[J/kg-K]$
D_1	İlk daire capı, majör çap $[mm]$
D_2	İkinci daire çapı, minör çap $[mm]$
D_e	Eşdeğer çap $[mm]$
ΔP	Basınç düşümü $[Pa]$
ΔT_{lm}	Logaritmik ortalama sıcaklık $[K]$
H_{kanal}	Kanal yüksekliği $[mm]$
k	Isı iletim katsayısı $[W/m-K]$
L_m	Daireler arası mesafe $[mm]$
$\dot{m}$	Kütlesel debi $[kg/s]$
μ	Dinamik viskozite $[kg.m/\,s]$
N_L	Boyuna boru sayısı
N_T	Dikine boru sayısı
$P_{giriş}$	Giriş basıncı $[Pa]$
$P_{çıkış}$	Çıkış basıncı $[Pa]$
ρ_{hava}	Yoğunluk $[kg/m^3]$
Q	Toplam ısı transferi $[W]$
$q"$	Isı akısı $\left[\frac{W}{m^2}\right]$
s_D	Diyagonal adım $[mm]$
s_L	Boyuna adım $[mm]$
s_L^*	Boyutsuz boyuna adım
s_T	Dikine adım $[mm]$
s_T^*	Dikine boyutsuz adım
$S_{üretim}$	Entropi üretimi $[W/K]$
$T_{çıkış}$	Çıkış kesitindeki hava sıcaklığı [℃]
T_{duvar}	Boru yüzey sıcaklığı [℃]
T_{film}	Film sıcaklığı [℃]
T_{giris}	Giriş kesitindeki hava sıcaklığı [℃]
V	Boru demetinin toplam hacimi $[m^3]$
V_g	Giriş kesintindeki ortalama hava hızı $[m/s]$
y_{max}^+	Boyutsuz duvar mesafesi
W_{kanal}	Kanal genişliği $[mm]$

KAYNAKLAR

Hilpert, R., 1933, Waermeabgabe Von geheizten Rohren and Graehten, Forschung Auf Dem Gebeit Des Ingenieurwesens, 4, 1027-1038.

Grimison, E. D., 1937, Correlation and Utilization of New Data on Flow Resistance and heat Transfer for Cross Flow of Gases over Tube Banks, Trans. ASME., 59, 583-594.

Bergelin, O. P., Brown, G. A., Hull, H. L., Sullivan, F. W., 1950, Heat Transfer and Fluid Friction during Viscous Flow across Banks of Tubes-III: A Study of Tube Spacing and Tube Size, Trans. A. Sot. Mech. Engrs., 72, 881-888.

Bergelin, O. P., Brown, G. A., Doberstein, S. C., 1952, Heat Transfer and Fluid Friction during Flow across Banks of Tubes-IV: A Study of the Transition Zone between Viscous and Turbulent Row, Trans. A. Sot. Mech. Engrs., 74, 953-960.

Žukauskas, A. 1972, Heat Transfer from Tubes in Crossflow, Advances in Heat Transfer, 8, 93–160.

Žukauskas, A., Ulinskas, R., 1985, Efficiency parameters for heat transfer in tube banks, Heat Transfer Engineering, 6, 19-25.

El-Shaboury, A. M. F., Ormiston, S. J., 2005, Analysis of Laminar Forced Convection of Air Crossflow in In-Line Tube Banks with Nonsquare Arrangements, Numerical Heat Transfer, 48, 99-126.

Khan, W. A., Culham, J. R., & Yovanovich, M. M., 2006, Convection heat transfer from tube banks in crossflow: Analytical Approach, International Journal of Heat and Mass Transfer, 49, 4831–4838.

Gaddis, E. S., 2010, Pressure Drop of Tube Bundles in Cross Flow, VDI Heat Atlas, Berlin, 1076-1091.

Yılmaz, A., Yılmaz, T., 2016, Çapraz Akışlı Paralel Borulu Boru Demetinde Entropi Üretiminin Analitik ve Deneysel Olarak İncelenmesi, Çukurova Üniversitesi Mühendislik Mimarlık Fakültesi Dergisi, 31, 223-230.

Horvart, A., Leskovar, M., Mavko, B., 2006, Comparison of Heat Transfer Condition in Tube Bundle Cross-Flow for Different Tube Shapes, International Journal of Heat and Mass Transfer, 49, 1027-1038.

Bayat, H., Lavasani, A. M., Maarefdoost, T., 2014, Experimental Study of Thermal-Hydraulic Performance of Cam-Shaped Tube Bundle with Staggered Arrangement, Energy Conversion and Management, 85, 470-476.

Mangrulkar, C. K., Dhoble, A. S., Deshmukh, A. R., Mandavgane, S. A., 2017, Numerical Investigation of Heat transfer and Friction Factor Characteristics from In-Line Cam Shaped Tube Bank in Crossflow, Appl. Therm. Eng., 110, 521-538.

Khan, W. A., Culham, J. R., Yovanovich, M. M., 2004, Fluid Flow and Heat Transfer from Elliptical Cylinder: Analytical Approach, 37th AIAA Thermophys. Conf., 19.

Sayed Ahmed, S. A. E., Mesalhy, O. M., Khass, T. M., Hassan, A. H. 2012, Parametric Study of Air Cooling Process via Water Cooled Bundle of Wing-Shaped Tubes, Egyptian International Journal of Engineering Sciences and Technology, 15, 1172-1184.

Matos, R. S., Vargas, J. V. C., Laursen, T. A., Saboya, F. E. M., 2001, Optimization study and heat transfer comparison of straggered circular and elliptic tubes in forced convection, International Journal of Heat and Mass Transfer, 44, 3953–3961

Yilmaz, A., Erdinç, M. T., Yilmaz, T., 2017, Optimization of crossflow staggered tube banks for prescribed pressure loss and effectiveness, JTHT Thermophysics Heat Transfer, 31, 878–888.

Gharbi, N., Kheiri, A., Ganaoui, M., Blanchard, R., 2015, Numerical optimization of heat exchangers with circular and non-circular shapes, Case Studies in Thermal Engineering, 6, 194–203.

Yilmaz, A., Yilmaz, T., 2016, Optimum Design of Cross-Flow In-Line Tube Banks at Constant Wall Temperature, Heat Transfer Engineering, 37, 523–534.

Engineering Equation Solver, F-Chart Software (2018)

Erdinç, M. T., 2023, Computational thermal-hydraulic analysis and geometric optimization of elliptic and circular wavy fin and tube heat exchangers, International Communications in Heat and Mass Transfer, 140, 106518.

modeFRONTIER, Esteco S.p.A. (2023).

Ansys Fluent User's Guide, (2019).

THE PASSIVE DESIGN INTEGRATION STRATEGIES WITH WOOD CONSTRUCTIONS IN HOT-HUMID CLIMATE REGION OF ADANA, TÜRKİYE

Lütfü DOĞAN*, Mustafa YEĞİN, Ahadollah AZAMI*****
* Osmaniye Korkut Ata University, Faculty of Architecture, Design, and Fine Arts, Department of Interior Architecture and Environmental Design, 80000 Merkez, OSMANİYE
2024913066@ogr.cu.edu.tr
** Çukurova University, Faculty of Archıtecture, Department of Architecture, 01250 Sarıçam, ADANA
myegin@cu.edu.tr
*** Çukurova University, Faculty of Archıtecture, Department of Architecture, 01250 Sarıçam, ADANA
aazami@cu.edu.tr

Abstract: The concept of sustainability has gained increasing importance due to the growing threat of global warming, the rapid depletion of natural resources, and the progressive disruption of ecological balance. In this context, minimizing a building's energy consumption and carbon footprint during its operational phase has become a primary necessity, both environmentally and economically. Within a sustainable architectural approach, critical considerations during the design phase include passive design strategies that reduce energy use for indoor thermal comfort and the appropriate use of materials. Passive strategies encompass a broad spectrum—from appropriate building orientation and shading systems to natural ventilation, thermal mass solutions, and insulation techniques. These strategies can be integrated into both new design decisions from scratch and retrofitting existing buildings. The aim of this study is to explore the integration potential of passive design strategies with timber structures, a sustainable and natural building material, in the hot-humid climate zone of Adana, Turkey. The study was conducted in three main phases: In the first phase, long-term climate data specific to the region were analyzed using the Climate Consultant software, with variables such as temperature, relative humidity, solar radiation, and wind data examined in detail as part of a microclimatic analysis. In the second phase, passive design strategies known to be effective in hot-humid climates were evaluated specifically for the city of Adana. These include vertical and horizontal shading elements, cross-ventilation openings, thermal mass usage techniques, and daylight optimization. The study also discusses the physical and morphological integration of these strategies with timber structural systems. In the third phase, passive strategies were modeled together with timber structural components using 3D models developed on Revit and BIM platforms. Using Revit's energy analysis module, various scenarios were compared and quantitatively assessed in terms of energy consumption and indoor comfort levels based on thermal performance criteria. The results show that timber structural systems can greatly improve energy efficiency in hot and humid areas because they have low thermal conductivity and can absorb moisture, which helps control humidity. Moreover, when looking at how passive strategies work with the shape of the building, it shows that the adaptability and easy-to-change nature of timber offer important benefits. This study not only serves as a detailed guide on using passive design strategies with timber structures in sustainable architecture but also adds new ideas to the small amount of research on combining modern timber buildings with passive design in hot climates, making it useful for both scholars and professionals.
Keywords: Sustainable Architecture; Passive Design; Timber Construction; Hot-Humid Climate; Energy Efficiency

Özet: Küresel ısınmanın artan tehdidi, doğal kaynakların hızla tükenmesi ve ekolojik dengenin giderek bozulması nedeniyle sürdürülebilirlik kavramı giderek daha fazla önem kazanmaktadır. Bu bağlamda, bir binanın işletme aşamasında enerji tüketiminin ve karbon ayak izinin en aza indirilmesi, hem çevresel hem de ekonomik açıdan birincil bir gereklilik haline gelmiştir. Sürdürülebilir bir mimari yaklaşım içinde, tasarım aşamasında dikkate alınması gereken kritik hususlar arasında, iç mekan ısıl konforu için enerji kullanımını azaltan pasif tasarım stratejileri ve malzemelerin uygun kullanımı yer almaktadır. Pasif stratejiler, uygun bina yönelimi ve gölgeleme sistemlerinden doğal havalandırma, termal kütle çözümleri ve yalıtım tekniklerine kadar geniş bir yelpazeyi kapsamaktadır. Bu stratejiler, hem sıfırdan yeni tasarım kararlarına hem de mevcut binaların yenilenmesine entegre edilebilir. Bu çalışmanın amacı, Türkiye'nin Adana kentindeki sıcak ve nemli iklim bölgesinde, sürdürülebilir ve doğal bir yapı malzemesi olan ahşap yapılarla pasif tasarım stratejilerinin entegrasyon potansiyelini araştırmaktır. Çalışma üç ana aşamada gerçekleştirilmiştir: İlk aşamada, Climate Consultant yazılımı kullanılarak bölgeye özgü uzun vadeli iklim verileri analiz edilmiş, mikroklimatik analiz kapsamında sıcaklık, bağıl nem, güneş radyasyonu ve rüzgar verileri gibi

değişkenler ayrıntılı olarak incelenmiştir. İkinci aşamada, sıcak ve nemli iklimlerde etkili olduğu bilinen pasif tasarım stratejileri, Adana şehri için özel olarak değerlendirildi. Bunlar arasında dikey ve yatay gölgeleme elemanları, çapraz havalandırma açıklıkları, termal kütle kullanım teknikleri ve gün ışığı optimizasyonu yer almaktadır. Çalışmada ayrıca bu stratejilerin ahşap yapı sistemleriyle fiziksel ve morfolojik entegrasyonu da ele alınmıştır. Üçüncü aşamada, pasif stratejiler Revit ve BIM platformlarında geliştirilen 3B modeller kullanılarak ahşap yapı bileşenleri ile birlikte modellenmiştir. Revit'in enerji analizi modülü kullanılarak, çeşitli senaryolar karşılaştırılmış ve termal performans kriterlerine göre enerji tüketimi ve iç mekan konfor seviyeleri açısından nicel olarak değerlendirilmiştir. Sonuçlar, ahşap yapı sistemlerinin düşük ısı iletkenliğine sahip olmaları ve nemi emerek nemi kontrol etmeye yardımcı olmaları nedeniyle sıcak ve nemli bölgelerde enerji verimliliğini büyük ölçüde artırabildiğini göstermektedir. Ayrıca, pasif stratejilerin binanın şekliyle nasıl çalıştığına bakıldığında, ahşabın uyarlanabilirliği ve kolay değiştirilebilirliğinin önemli faydalar sağladığı görülmektedir. Bu çalışma, sürdürülebilir mimaride ahşap yapılarla pasif tasarım stratejilerinin kullanılmasına ilişkin ayrıntılı bir kılavuz görevi görmekle kalmayıp, sıcak iklimlerde modern ahşap binaların pasif tasarımla birleştirilmesine ilişkin az sayıdaki araştırmaya yeni fikirler katarak hem akademisyenler hem de profesyoneller için yararlı olmaktadır.
Anahtar Kelimeler: Sürdürülebilir Mimari; Pasif Tasarım; Ahşap Yapı; Sıcak-Nemli İklim; Enerji Verimliliği

INTRODUCTION

Sustainability is a system that ensures the conservation of environmental resources necessary for the continuation of life and enables the planning of today's use while considering the needs of future generations. Although there are social, economic, and ecological types of sustainability, environmental (ecological) sustainability must be prioritized in order to ensure the other two, as it emphasizes the protection of the natural environment and the use of natural resources (Goodland 1995). Environmental sustainability involves continuing production activities in harmony with the environment without damaging its functioning. In a lifestyle that is compatible with the natural environment, natural resources in the environment are used efficiently. Sustainability has different modes of operation in different disciplines, but in general, consumption is reduced, resources are used efficiently, and efforts are made to minimize damage to the environment (Dai et al., 2012). In architectural terms, a sustainable environment involves not only the efficient use of natural resources and energy but also the reduction of waste during construction and use, as well as careful consideration of site selection and proper land use when creating the built environment (Hill and Bowen, 1997). In this context, environmental and environmentally appropriate material and design decisions are critical in sustainable architectural development in terms of reducing energy consumption and carbon footprint. In particular, energy consumption in buildings has a critical importance in terms of sustainability, as it directly affects greenhouse gas emissions and resource consumption (Eichholtz and Quigley, 2010).

Environmental analyses must be considered in sustainable architecture. Design decisions are made based on data such as sunlight, wind, relative humidity, and annual temperature. To reduce energy consumption and the building's carbon footprint in an extremely hot and humid environment, it is important to make the right material choices and provide shading and ventilation through passive design strategies (Shove, 2010). This also helps reduce the energy required to achieve thermal comfort. When wood is used as a sustainable material in such an environment, the construction process will be accelerated, the humidity level will be reduced, and the use of a lightweight material will provide protection against disasters such as earthquakes (Lippke et al., 2011). Additionally, the production process of wooden structural elements results in significantly lower costs and environmental pollution compared to reinforced concrete (Wang, Toppinen and Justin, 2014).

It is an important advantage to simulate design decisions in a digital environment and test them using various software to verify their efficiency and accuracy before implementation (Nguyen and Aiello, 2013). This allows for the energy efficiency of the building planned to be constructed in the given environment to be controlled, with the aim of achieving an optimal building design. Energy efficiency is also one of the key factors considered in the scoring system for environmental certifications of buildings.

Within the scope of this study, an energy performance analysis was conducted on a building system designed with a wooden structure in Adana, Turkey, which has an extremely hot and humid environment. Thus, the potential of the wooden structure to apply passive design principles and the energy efficiency performance of the design based on environmental data were analyzed. Environmental data such as annual temperature distributions by month, solar radiation, wind, and relative humidity were visualized using the Climate Consultant program. A design concept using wooden beams was planned based on these data. In the Revit program, wooden structural elements were placed for the construction of the design, followed by a performance analysis. It is anticipated that this study will provide insights into wooden construction in an extremely hot and humid environment like Adana and highlight the advantages and disadvantages of such applications.

METETHOLOGY

Environmental data for the province of Adana has been downloaded and visualized in graphs using the Climate Consultant program. The Climate Consultant program is software used to obtain information about climate and the environment by examining various variables (Mancilla et al., 2024). The program is a graph-based computer program that helps various users (such as architects, contractors, and students) understand their local climate (Houda et al., 2015). The graphs were then interpreted, and conclusions were drawn about how to design in Adana Province, Turkey, using passive design strategies. Passive design strategies involved decisions regarding how the building's openings should be designed, where shading should be provided on the roof, the building's orientation, and the location of openings for natural ventilation based on wind direction.

Climate Data Analyses of Adana

The climate of Adana has been analysed by Climate Consultant software. The annual temperature change graph shows a comfort zone between 20 and 25 ºC (Figure 1). Average temperatures in summer are above 25-30 ºC, and maximum temperatures can reach 40 ºC. During spring months, temperatures remain within the comfort zone, while in winter months, daytime temperatures range between 10-15 ºC, with nighttime temperatures dropping to around 0 ºC.

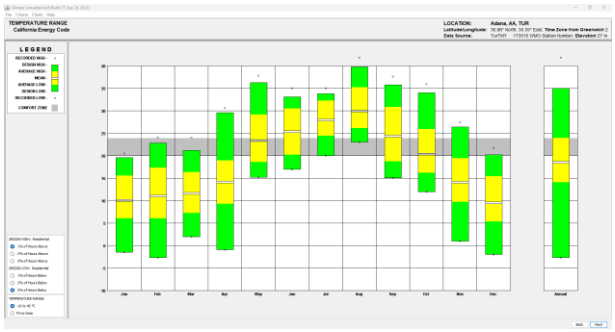


Figure 1. Temparature range, Adana

When examining the daily average solar radiation (Radiation Range) graph for Adana province, it is observed that it drops to around 700-850 Wh/m²/day in summer and 300-400 Wh/m²/day in winter (Figure 2). It can be concluded that the annual average is 600 Wh/m²/day and that Adana has the potential for solar energy efficiency.

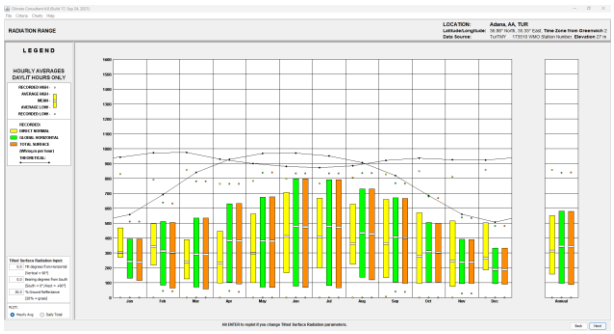


Figure 2. Radiation range, Adana

The average annual wind speed ranges between 2 and 4 m/s (Figure 3). The highest average is observed between January and April (4 m/s), while the lowest is observed between October and November (2 m/s).

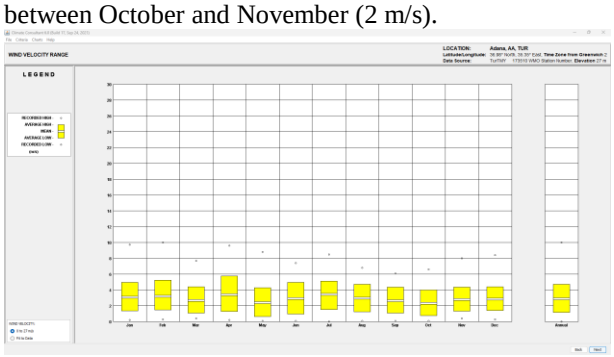


Figure 3. Wind volocity range, Adana

Annual humidity ranges between 60 and 70, which is considerably higher than the comfort zone of 20 (Figure 4). The lowest humidity is in October (60), while the highest is in July and August when temperatures rise (70).

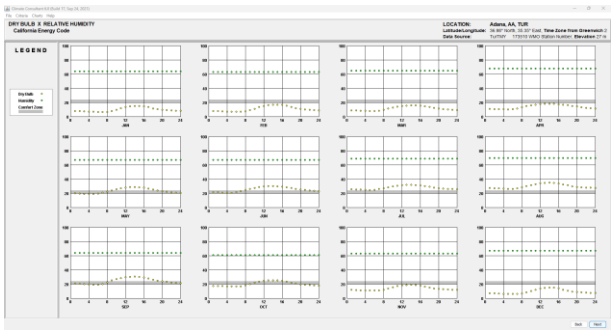


Figure 4. Dry bulb and relative humidity range, Adana

In the Climate Consultant program, Sun Shading Charts help determine the shading strategy by plotting the direction on the horizontal axis and the angle of the sun on the vertical axis for each month (Figures 5 and 6). Red lines indicate areas that must be shaded, orange lines indicate areas where shading would be helpful, and blue lines indicate areas where sunlight should be allowed to enter. During winter months (January-March), the sun's angle is low, shading is not desired, solar gain is preferred, and there is no sunlight entering from the north facade. During the summer months (May-September), the sun angle is high, and the need for shading becomes evident.

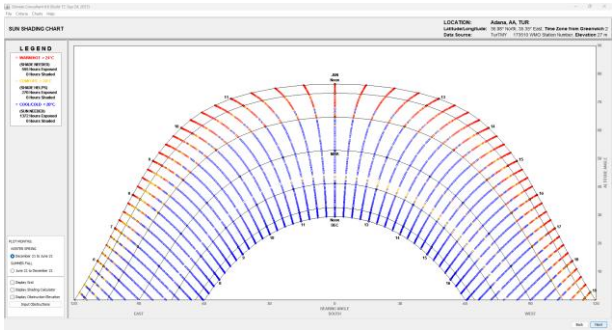


Figure 5. Sun shading chart (December to June period), Adana

Annual humidity ranges between 60 and 70, which is considerably higher than the comfort zone of 20 (Figure 4). The lowest humidity is in October (60), while the highest is in July and August when temperatures rise (70)

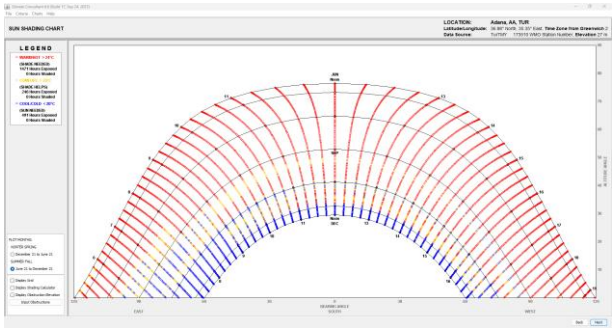


Figure 6. Sun shading chart For June-December period, Adana

Passive Design Strategies

It utilizes active and passive design strategies in sustainable architecture. Passive elements such as the rise of warm air, prevailing winds, ventilation chimneys, proportional and directional design to provide daylight and fresh air to all users, unique construction methods, and the relationship between the structure and the materials required to build it are included (Williams, 2007). In this study, data obtained from the climate consultant program and the passive design strategies recommended by the program were evaluated, and a passive design scenario for a wooden structure was created in Revit.

Based on climate consultant data, the building needs to be protected from heat in summer, while relatively less energy is required for heating in winter. The city's high solar radiation potential indicates that passive climate control can be applied in both winter and summer. Wind speed is insufficient for natural ventilation throughout the year. Natural ventilation is possible but requires support. The building should be oriented toward the south to receive sunlight in winter and have openings, while in summer, it should be shaded with a roof overhang to protect against direct sunlight. A psychrometric chart has been created in the Climate Consultant program, and based on this chart, the program has proposed sixteen design strategies (Figures 7 and 8). According to the program recommendations, there should be openness in four directions, but shading should be provided in summer, ventilation should be provided (windows placed in opposite directions and openings in the ceiling, building form long and narrow), lightweight building materials should be selected, high ceilings should be used, and eaves should be used for shading.

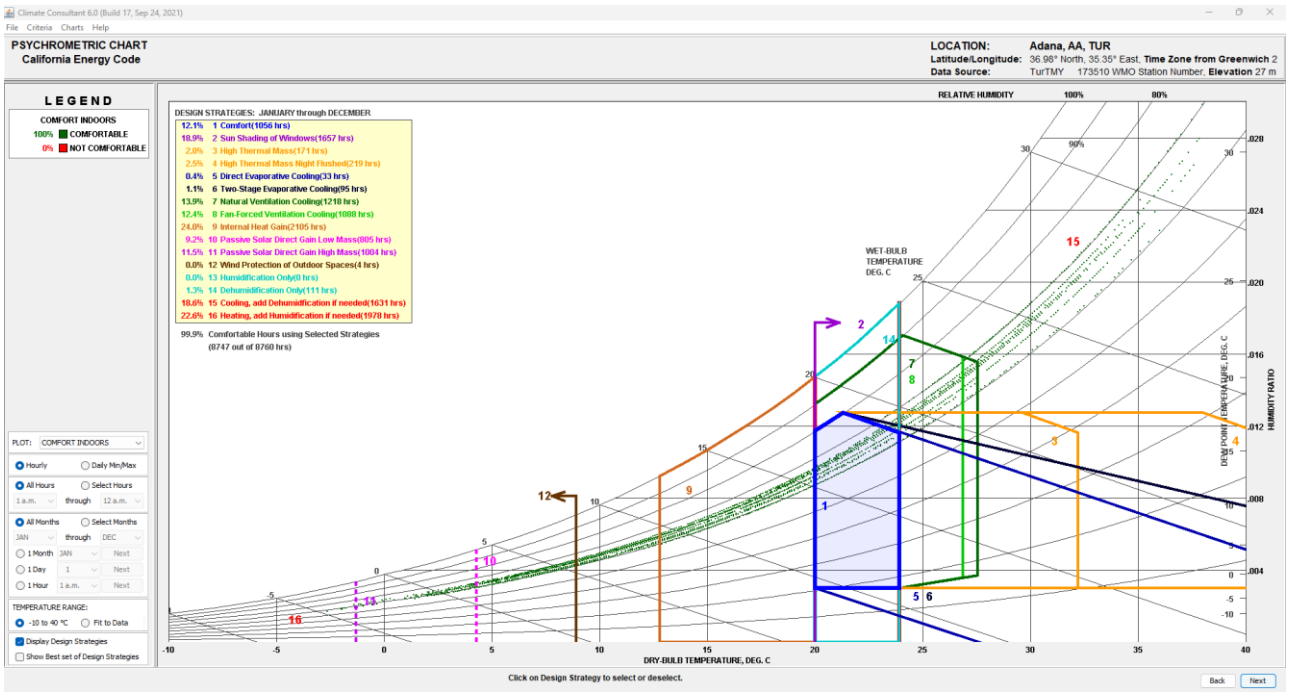


Figure 7. Psychrometric chart, Adana

Climate Consultant 6.0 (Build 17, Sep 24, 2021)

File Criteria Charts Help

DESIGN GUIDELINES (for the Full Year)
California Energy Code
All Design Strategies, User Modified Criteria

Assuming all 16 Design Strategies were selected on the Psychrometric Chart, 100.0% of the hours will be Comfortable.
This list of Residential Design guidelines applies specifically to this particular climate, starting with the most important first. Click o

19	For passive solar heating face most of the glass area south to maximize winter sun exposure, but design overhangs to fully shade in summer
35	Good natural ventilation can reduce or eliminate air conditioning in warm weather, if windows are well shaded and oriented to prevailing breezes
37	Window overhangs (designed for this latitude) or operable sunshades (awnings that extend in summer) can reduce or eliminate air conditioning
33	Long narrow building floorplan can help maximize cross ventilation in temperate and hot humid climates
62	Traditional passive homes in temperate climates used light weight construction with slab on grade and operable walls and shaded outdoor spaces
42	On hot days ceiling fans or indoor air motion can make it seem cooler by 5 degrees F (2.8C) or more, thus less air conditioning is needed
59	In this climate air conditioning will always be needed, but can be greatly reduced if building design minimizes overheating
20	Provide double pane high performance glazing (Low-E) on west, north, and east, but clear on south for maximum passive solar gain
65	Traditional passive homes in warm humid climates used high ceilings and tall operable (French) windows protected by deep overhangs and verandahs
56	Screened porches and patios can provide passive comfort cooling by ventilation in warm weather and can prevent insect problems
36	To facilitate cross ventilation, locate door and window openings on opposite sides of building with larger openings facing up-wind if possible
11	Heat gain from lights, people, and equipment greatly reduces heating needs so keep home tight, well insulated (to lower Balance Point temperature)
39	A whole-house fan or natural ventilation can store nighttime 'coolth' in high mass interior surfaces (night flushing), to reduce or eliminate air conditioning
17	Use plant materials (bushes, trees, ivy-covered walls) especially on the west to minimize heat gain (if summer rains support native plant growth)
38	Raise the indoor comfort thermostat setpoint to reduce air conditioning energy consumption (especially if occupants wear seasonally appropriate clothing)
58	This is one of the more comfortable climates, so shade to prevent overheating, open to breezes in summer, and use passive solar gain in winter
18	Keep the building small (right-sized) because excessive floor area wastes heating and cooling energy
3	Lower the indoor comfort temperature at night to reduce heating energy consumption (lower thermostat heating setback) (see comfort low criteria)
34	To capture natural ventilation, wind direction can be changed up to 45 degrees toward the building by exterior wingwalls and planting
49	To produce stack ventilation, even when wind speeds are low, maximize vertical height between air inlet and outlet (open stairwells, two story spaces, roof monitors)

Figure 8. Climate Consultat design guidelines

FINDINGS

A single-room structure measuring six meters by four meters was designed using Revit software. The dimensions of the structure were chosen to be rectangular in order to facilitate ventilation. First, wooden beams and flooring were installed on the ground. The distance between the beams was set at fifty centimeters (Figure 9). The structure has been positioned so that it is wider on the north and south sides. This will allow the south side to be utilized during the winter months.

Subsequently, walls with 1-centimeter wooden cladding on the inside and outside were added to the floor. Since the load-bearing system will be installed inside the walls, the interior of the walls will remain empty. Insulation material will be added to this empty space. Columns, posts, and beams have also been added between the wall surfaces (Figure 10).

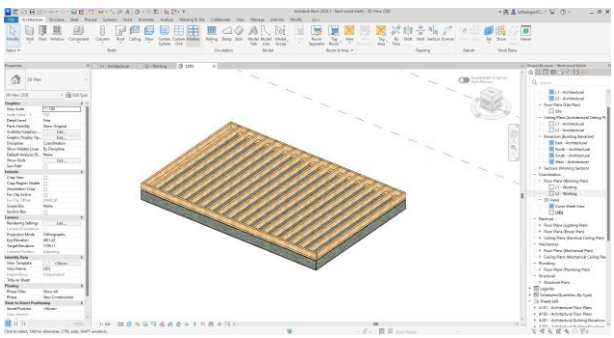


Figure 9. Floor beams modeling

Doors and windows have been added between the posts. The door dimensions are 90 cm x 210 cm, while the window dimensions are 90 cm x 160 cm. Windows have

been placed opposite each other on the north-south and east-west facades.

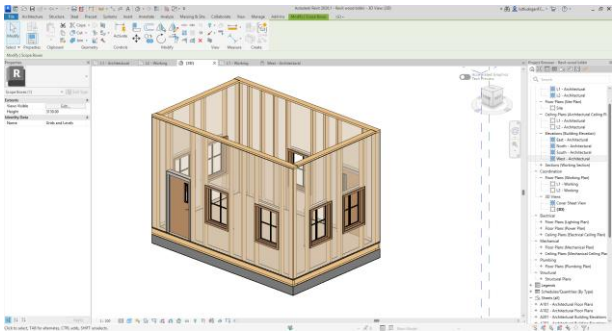


Figure 10. Modeling of walls, openings and structures

The roof eaves have been extended on the east and west sides to provide protection from the sun during the summer months (Figure 11). The eaves, which are 50 cm long, have been adjusted to 80 cm on the east and west sides.

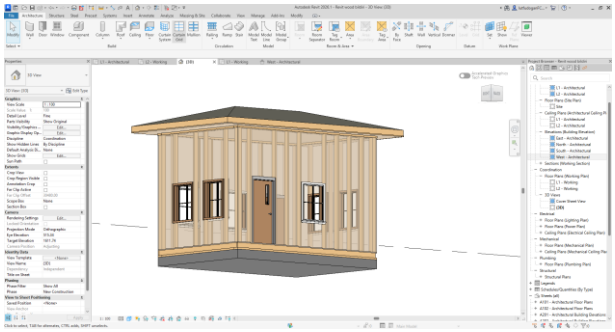


Figure 11. Roof modeling

Then, go to the analysis tab in Revit and select Adana province in the location tab. An energy model of the model was generated in the program (Figure 12).

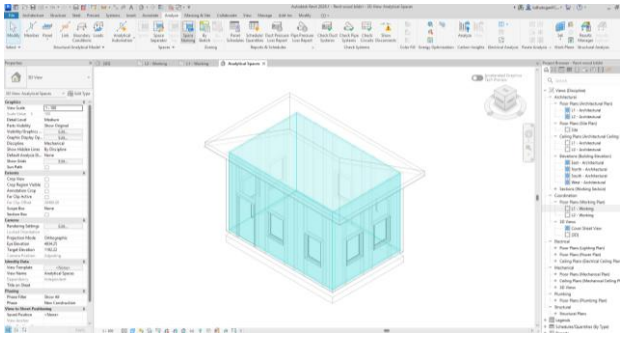


Figure 12. Energy modeling

Outputs were also obtained from lighting usage, another type of energy analysis in the Revit program (Figure 14). It can be seen that the interior room is protected from sunlight thanks to the roof eaves and narrow window surfaces. While there is illumination above 4036 lux in partial areas in front of the windows on the east-west facade, the interior space generally receives light below 2071 lux.

This means that interior spaces can be protected from sunlight during the summer months.

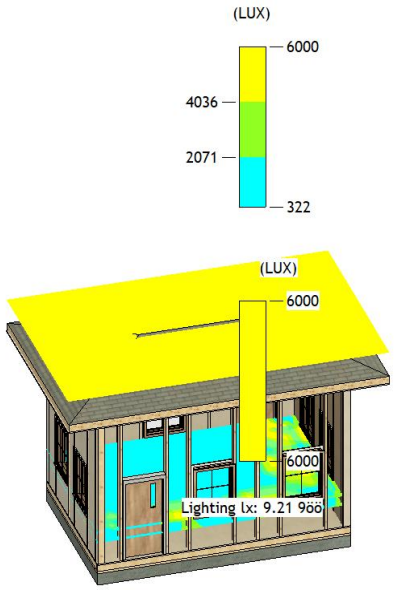


Figure 13. Lighting and energy performance

At the end of the simulation, the energy performance of the three-dimensional model with a wooden structure is evaluated in terms of both cooling and heating. The highest cooling load was observed to be 3,721 W at 3:15 p.m. on September 21, when the air temperature was 37.8 °C (Figure 14). The distribution of the load is primarily attributed to solar gains from glass surfaces (36.8%), followed by wall transmission (16.5%), equipment and lighting internal loads (14.8%), and infiltration (7.2%). The highest heating load was analyzed as 1,628 W on January 21 at 8:15 PM under conditions where the air temperature was 1.1 °C (Figure 15). In the load distribution, wall heat losses (29.9%), glass transmission (19.4%), doors (9.8%), infiltration (24.2%), and ventilation losses (11.7%) stood out. The data obtained shows that, thanks to the high thermal resistance of the wooden structure, losses on the roof and floor surfaces are minimal, while the main factors limiting energy performance are solar gains from glass surfaces in summer conditions and air leakage and external wall heat losses in winter conditions. These results highlight that wooden structures are advantageous in terms of energy efficiency, but improvements in facade design, shading strategies for glass surfaces, and airtightness are critical for enhancing overall energy performance.

Zone Load Summary

101 Room Name | COOLING

CONDITIONS AT TIME OF PEAK

Time at Peak: 9/21 15:15:00

Outside
DB: 37.8 C
HR: 0.0097 kg/kg
WB: 21.7 C

Zone
DB: 23.9 C
HR: 0.0086 kg/kg
RH: 46.7 %

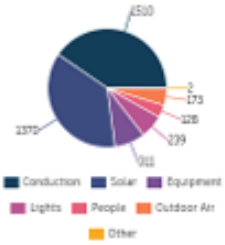
ENGINEERING CHECKS

Capacity per Floor Area:	167.80 W/m2
Floor Area per Capacity:	5.9596 m2/kW
Outdoor Air Percentage:	3.07 %
Airflow per Floor Area:	13.378318 l/s-m2
Airflow per Capacity:	79.729338 l/s-kW
Number of People:	1.0

Peak Loads [W]



Cooling Load Components [W]



	Instant Sensible [W]	Delayed Sensible [W]	Latent [W]	Total [W]	Percent of Total [%]
Envelope					
Roof	-	0	-	0	0.0
Other - Roof	-	0	-	0	0.0
Ceiling	-	0	-	0	0.0
Glass - Conduction	324	-	-	324	8.7
Glass - Solar	-	1,370	-	1,370	36.7
Door	-	217	-	217	5.8
Wall	-	620	-	620	16.6
Below-grade Wall	-	0	-	0	0.0
Partition	-	0	-	0	0.0
Other - Wall	-	0	-	0	0.0
Exterior Floor	-	80	-	80	2.2
Interior Floor	-	0	-	0	0.0
Slab	-	0	-	0	0.0
Other - Floor	-	0	-	0	0.0
Infiltration	227	-	42	268	7.2
Subtotal	**550**	**2,288**	**42**	**2,880**	**77.2**
Internal Gains					
People	51	18	59	128	3.4
Lights	239	0	-	239	6.4
Return Air - Lights	0	-	-	0	0.0
Equipment	311	0	0	311	8.3
Subtotal	**602**	**18**	**59**	**679**	**18.2**
Systems					
Zone Ventilation	146	-	27	173	4.6
Transfer Air	0	-	0	0	0.0
DOAS Direct to Zone	0	-	0	0	0.0
Return Air - Other	0	-	-	0	0.0
Power Generation Equipment	0	0	-	0	0.0
Refrigeration	0	-	0	0	0.0
Water Use Equipment	0	-	0	0	0.0
HVAC Equipment Loss	0	0	-	0	0.0
Subtotal	**146**	**0**	**27**	**173**	**4.6**
Total					
Sizing Factor Adjustment	0	-	-	0	0.0
Time Delay Correction	-	-2	-	-2	-0.1
Grand Total	**1,298**	**2,304**	**127**	**3,730**	**100.0**

Figure 14. Cooling load and energy performance (Total and percent of Total)

Zone Load Summary

101 Room Name | HEATING

CONDITIONS AT TIME OF PEAK

Time at Peak: 1/21 07:15:00

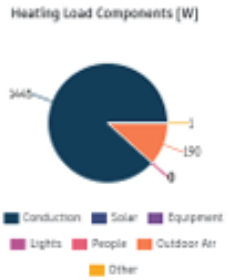
Outside
DB: 1.1 C
HR: 0.0041 kg/kg
WB: 1.1 C

Zone
DB: 21.1 C
HR: 0.0048 kg/kg
RH: 30.8 %

ENGINEERING CHECKS

Capacity per Floor Area:	-73.57 W/m2
Floor Area per Capacity:	null m2/kW
Outdoor Air Percentage:	3.07 %
Airflow per Floor Area:	3.108412 l/s-m2
Airflow per Capacity:	null l/s-kW
Number of People:	1.0





	Instant Sensible [W]	Delayed Sensible [W]	Latent [W]	Total [W]	Percent of Total [%]
Envelope					
Roof	-	0	-	0	0.0
Other - Roof	-	0	-	0	0.0
Ceiling	-	0	-	0	0.0
Glass - Conduction	-316	-	-	-316	19.3
Glass - Solar	-	0	-	0	0.0
Door	-	-160	-	-160	9.8
Wall	-	-492	-	-492	30.1
Below-grade Wall	-	0	-	0	0.0
Partition	-	0	-	0	0.0
Other - Wall	-	0	-	0	0.0
Exterior Floor	-	-80	-	-80	4.9
Interior Floor	-	0	-	0	0.0
Slab	-	0	-	0	0.0
Other - Floor	-	0	-	0	0.0
Infiltration	-365	-	-31	-396	24.2
Subtotal	**-682**	**-732**	**-31**	**-1,445**	**88.4**
Internal Gains					
People	0	0	0	0	0.0
Lights	0	0	-	0	0.0
Return Air - Lights	0	-	-	0	0.0
Equipment	0	0	0	0	0.0
Subtotal	**0**	**0**	**0**	**0**	**0.0**
Systems					
Zone Ventilation	-175	-	-15	-190	11.6
Transfer Air	0	-	0	0	0.0
DOAS Direct to Zone	0	-	0	0	0.0
Return Air - Other	0	-	-	0	0.0
Power Generation Equipment	0	0	-	0	0.0
Refrigeration	0	-	0	0	0.0
Water Use Equipment	0	-	0	0	0.0
HVAC Equipment Loss	0	0	-	0	0.0
Subtotal	**-175**	**0**	**-15**	**-190**	**11.6**
Total					
Sizing Factor Adjustment	0	-	-	0	0.0
Time Delay Correction	-	-1	-	-1	0.0
Grand Total	**-857**	**-733**	**-46**	**-1,636**	**100.0**

Figure 15. Heating load and energy performance (Total and percent of Total)

If the structure is made of reinforced concrete, an increase in cooling load would be expected. This is because concrete heats up slowly and cools down slowly, while wood can heat up and cool down quickly. More energy will be used to cool concrete with high thermal capacity during the day. While wood has low thermal conductivity (≈0.12-0.2 W/mK), additional insulation is required when using reinforced concrete. In terms of the thermal behavior of envelopes, wood also exhibits more balanced thermal performance.

RESULTS

In a study conducted using Revit software, an energy efficiency analysis performed on a simple wooden model showed that the correct choice of openings and materials is critical for energy savings. Since the model was a single-room structure with relatively small square footage, the effects of these factors were more clearly observed in the results. In the simulation conducted on a single-room structure of 24 square meters, eight windows and two doors were placed in one room to measure the impact of ventilation and light intake on the space. The selection of a wooden structure had a positive effect on the thermal behavior of the envelope elements. In hot and humid climates, the use of wood's natural insulation properties creates an advantage. It is anticipated that the wooden structure will also reduce construction costs and consumption. However, the correct placement and number of openings are also extremely important. Otherwise, the structure will cause significant energy loss in heating and cooling. In a hot and humid region like Adana, increasing the surface area of openings and opting for uninsulated glass significantly reduces the building's energy performance. The study highlights the energy efficiency potential of wooden structures while emphasizing the importance of designing them to suit climatic conditions.

REFERENCES

Goodland, R. (1995). The concept of environmental sustainability. Annual review of ecology and systematics, 1-24.

Hill, R. C., & Bowen, P. A. (1997). Sustainable construction: principles and a framework for attainment. Construction Management & Economics, 15(3), 223-239.

Eichholtz, P., Kok, N., & Quigley, J. M. (2010). Doing well by doing good? Green office buildings. American Economic Review, 100(5), 2492-2509.

Seyfang, G. (2010). Community action for sustainable housing: Building a low-carbon future. Energy Policy, 38(12), 7624-7633.

Dai, L., Chang, D. W., Baek, J. B., & Lu, W. (2012). Carbon nanomaterials for advanced energy conversion and storage. small, 8(8), 1130-1166.

Shove, E. (2010). Beyond the ABC: climate change policy and theories of social change. Environment and planning A, 42(6), 1273-1285.

Lippke, B., Oneil, E., Harrison, R., Skog, K., Gustavsson, L., & Sathre, R. (2011). Life cycle impacts of forest management and wood utilization on carbon mitigation: knowns and unknowns. Carbon Management, 2(3), 303-333.

Wang, L., Toppinen, A., & Juslin, H. (2014). Use of wood in green building: a study of expert perspectives from the UK. Journal of cleaner production, 65, 350-361.

Nguyen, T. A., & Aiello, M. (2013). Energy intelligent buildings based on user activity: A survey. Energy and buildings, 56, 244-257.

Mancilla, D., Robledo, S., Esenarro, D., Raymundo, V., & Vega, V. (2024). Green Corridors and Social Connectivity with a Sustainable Approach in the City of Cuzco in Peru. Urban Science, 8(3), 79.

Houda, M. S., Djamel, A. L. K. A. M. A., & Fayçal, L. A. B. I. D. I. (2015). An Assessment of Thermal Comfort and Users'"Perceptions" in office buildings-Case of arid areas with hot and dry climate. Energy Procedia, 74, 243-250.

Williams, D. E. (2007). Sustainable design: ecology, architecture, and planning. John Wiley & Sons.

KONUTLARDA UZUN PENCERE VE LOW-E CAM KULLANIMININ YALITIM KALINLIĞINA ETKİSİ: TS 825 UYGULAMASI

Şükran EFE
Atatürk Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 25240 Erzurum, TÜRKİYE.
sukran.efe@atauni.edu.tr

Özet: Binalarda genellikle şehirleşmenin negatif etkisini bertaraf etmek ve daha konforlu yaşam alanları oluşturmak için ya tamamen cam kaplamalı bina dış yüzeyleri veya büyük alanlı pencereler tercih edilmektedir. Ancak binalarda artan cam yüzey alanları, binanın ısıl yükünü olumsuz etkilemektedir. Bu çalışmada, konutlarda kullanımı her geçen gün artan ve piyasada Fransız Pencere Tipi olarak da bilinen zemine kadar uzanan uzun pencere kullanımının, konutların yalıtım kalınlığına etkisi incelenmiştir. Çalışma, iklimler arası sıcaklık farkının yüksek olduğu Erzurum ilinde bulunan bir konut (apartman) mimarisi üzerinde yürütülmüştür. Öncelikle, pencere yüksekliği 150 cm olan ve 5 farklı mahale (salon, mutfak vs.) sahip bir referans binası modellenmiştir. Artan pencere boyutun etkisini karşılaştırmalı olarak inceleyebilmek amacıyla, daha sonra her bir mahalin pencere yüksekliği sırasıyla 150 cm'den 220 cm'ye kadar artırılarak elde edilen 5 farklı bina tipi daha tasarlanmıştır. Her bir bina tipi için uygun yalıtım kalınlıkları, 2024 yılında yayımlanan TS 825 için ayrı ayrı hesap edilmiş ve tablolar halinde sunulmuştur. Çalışma da ayrıca Low-e cam kullanılan pencerelerin de yalıtım kalınlığı üzerine etkisi incelenmiş ve elde edilen değerler standart camlı pencere değerleri ile karşılaştırılmıştır. Sonuçta, Low-e pencere kullanımının ısı yalıtım kalınlığına pozitif etkisi ve pencere yüksekliğindeki artışın negatif etkisi açıkça sunulmuştur.
Anahtar Kelimeler: Low-e cam, pencere yüksekliği, TS 825, yalıtım kalınlığı.

THE EFFECT OF USING TALL WINDOWS AND LOW-E GLAZING USED IN BUILDINGS ON INSULATION THICKNESS: TS 825 IMPLEMENTATION

Abstract: To counteract the negative impact of urbanization and create more comfortable living spaces, either fully glazed exteriors or large-area windows are generally preferred. However, increasing the glass surface area in buildings negatively impacts the building's thermal load. This study examines the impact of the increasingly widespread use of long, floor-to-ceiling windows, also known as French windows, on insulation thickness in residential buildings. The study was conducted on residential (apartment) architecture in Erzurum, a province with a high temperature difference between climates. First, a reference building with a window height of 150 cm and five different spaces (living room, kitchen, etc.) was modeled. To comparatively examine the impact of increasing window size, five different building types were subsequently designed by increasing the window height of each space from 150 cm to 220 cm. The appropriate insulation thicknesses for each building type were calculated separately for TS 825, published in 2024, and presented in tables. The study also examined the effect of windows using low-e glass on insulation thickness, and the obtained values were compared with those of windows with standard glass. The results demonstrate the positive impact of Low-e window use on thermal insulation thickness and the negative effect of increasing window height.
Keywords: Low-e glazing, tall window, TS 825, insulation thickness.

GİRİŞ

Günümüzde gelişen teknolojinin etkisiyle çok katlı ve kompleks mimarili binalar yaygın bir şekilde kullanılmaktadır. Bu nedenle binalarda genellikle şehirleşmenin negatif etkisini bertaraf etmek ve daha konforlu yaşam alanları oluşturmak amacıyla ya tamamen cam kaplamalı bina dış yüzeyleri veya büyük alanlı pencereler tercih edilmektedir. Ancak binalarda artan cam yüzey alanları, binanın ısıl yükünü olumsuz etkilemektedir. Türkiye'de yıllık enerji tüketiminin yaklaşık %26'ünün konutlarda olduğu göz önüne alınırsa, ülkemiz gibi enerjide dışa bağımlı olan ülkelerde bu durum büyük önem arz etmektedir (ETKB, 2025).

Enerji ve Tabii Kaynaklar Bakanlığı'nın 2022 yılında yayınladığı Türkiye Ulusal Enerji Planına göre enerji dağılımı, %36,3 sanayi, %25,8 mesken, %16,4 hizmetler ve %27 ulaştırma olarak tanımlanmaktadır (ETKB, 2025). Konutlarda ısı kaybı dış cephede %50, kapıda %10, çatıda %20, pencerelerde %20, beton zeminde %10

oranındadır ve Şekil 1'de gösterilmektedir (Demircan, 2020) (Güngör, 2023).



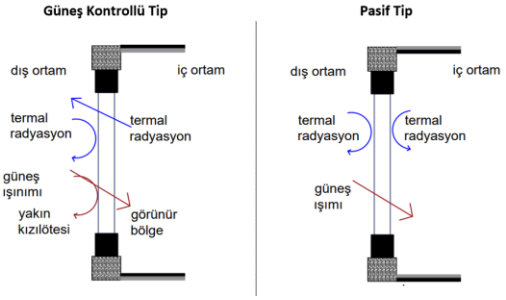
Şekil 1. Konutlarda ısı dağılımı

Pencereler, iç mekan ile dış mekan arasında bağ kurmayı sağlayarak, doğal ışık, hava temini ile yaşam konforunu artırır (Yıldırım vd., 2018). Günümüz konutlarında yaygın olarak kullanılan pencereler, bir çerçeve yardımıyla birbirlerinden ayrılmış aralarında kuru hava veya çeşitli gazların doldurulduğu iki veya daha fazla sayıda camlardan oluşmaktadır. Camlar arasında 6 ile 20 mm arasında değişen boşluklar ile ısı yalıtımı sağlatılmaktadır (Simko and Moore, 2021).

Konutlarda pencerelerden kaybolan enerji, pencere boyutu kadar pencerenin çerçevenin özelliği ve tasarımı, kullanılan camın özelliği, camlar arasındaki boşluk, boşlukta kullanılan gazın özelliğine bağlıdır. Pencerelerde oluşan ısıl kayıpları azaltmak amacıyla pencere bileşenleri üzerinde birçok yeni çalışma yürütülmektedir (Efe, 2023). Bu sistemlerden biri de camların optik özelliklerini değiştirmeden, ısıl geçirgenliği azaltarak pencere yüzeylerindeki yüksek ısı kayıplarını azaltmayı amaçlayan düşük yayınım katsayısına sahip, piyasa da Low-e cam olarak da bilinen kaplamalı cam tipleridir. Bu kaplamalar, güneşin görünmez (kızılötesi) bölgesindeki uzun dalga boylu ışınları yansıtırken, görünür bölgedeki kısa dalga boylu ışınların geçişine izin verir (ÇŞİB, 2025).

Low-e (düşük yayınımlı) kaplamalar, düz veya renkli camların yalıtımını artırmak, iklim bölgesine göre ısı ve ışık geçirgenliğini kontrol etmek amacıyla cam yüzeylerine altın, gümüş, bakır, alüminyum gibi metaller ve/veya metal oksit karakterli çok ince film tabakaları (10 nm'den az) uygulanması ile elde edilir Uygulandığı bölgeye ve amaca göre soğuk iklimlerde güneş ışınını içeri alan (pasif tip) veya sıcak iklimlerde güneş ışınını engelleyen (güneş kontrollü tip) olmak üzere iki çeşidi vardır (Şekil 2) (Yurttakal, 2007; Güngör, 2023; ÇŞİB, 2025).

Bu çalışma, piyasa da fransız pencere tipi olarak da bilinen ve günümüzde konutlarda kullanımı her geçen gün artan, yükseklikleri tabana kadar uzanan pencerelerin, 2024 yılında yürürlüğe girmiş olan TS 825 standartlarındaki bina yalıtım kalınlığına etkisi incelemiştir. Çalışma da ayrıca yüksek enerji performansı nedeniyle kullanımı giderek yaygınlaşan düşük yayılımlı Low-e camların da yalıtım kalınlığına etkisi incelenmiştir. Piyasa da yaygın kullanıma sahip farklı duvar modelleri için yalıtım kalınlıkları da incelenmiştir.



Şekil 2. Low-e pencere

MATERYAL VE METOT

Çalışma 2024 yılında yayınlanmış olan TS 825 standartlarına uygun bir mimari proje üzerinden yürütülmüştür. Projenin hangi iklim bölgesi için yürütüleceği, mimari projenin tasarımı, pencere boyutları göre bina tiplerinin belirlenmesi, pencere tiplerinin belirlenmesi, uygun yalıtım kalınlıklarının belirlenmesi ve sonuçların tablolaştırılmasından oluşmaktadır.

Konum Belirlenmesi

Türkiye'de dört farklı iklim kuşağı vardır. Çalışma için konum olarak, yaz-kış aylarındaki sıcaklık farkının yüksek olduğu, 6. Bölge'de ki Erzurum ili seçilmiştir (TSE, 2024). Erzurum iline ait meteorolojik veriler Tablo 1'te verilmiştir (MGM, 2025).

Mimari Projenin Belirlenmesi

Çalışmanın yürütüleceği mimari proje, konum olarak seçilen Erzurum ilinin genel mimari yapısı dikkate alınarak belirlenmiştir. Seçilen binanın mimarisi, zemin kat ve 6 normal kattan oluşan, zemin katta garaj, normal katlarda 4 dairenin bulunduğu toplam 24 daireli bir binadır. Her dairede, salon (S), mutfak (M), yatak odası-1 (YO-1), yatak odası-2 (YO-2), yatak odası-3 (YO-3) olacak şekilde 5 farklı mahal vardır. Bina yüksekliği 21,7 m, kat yüksekliği 2,9 m'dir. Toplam dış yüzey alanı 2.246.8 m^2 ve zemin alanı 656,601 m^2'dir. Binanın izometrik görünümü ve normal kata ait daire yerleşim planı Şekil 3'te gösterilmiştir.

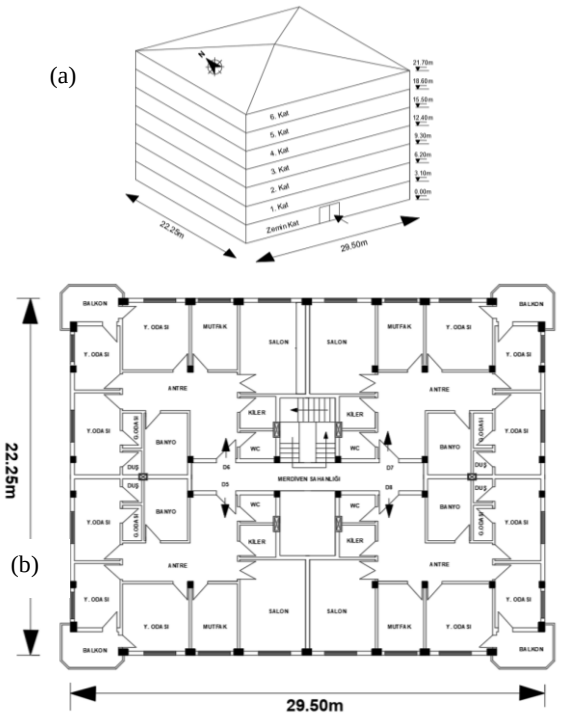
Bina Tiplerinin Belirlenmesi

Çalışmanın temel amacı olan, pencere boyutunun yalıtım kalınlığına etkisini karşılaştırmalı olarak inceleyebilmek amacıyla, dairedeki mahallerde bulunan pencere yükseklikleri sırasıyla artırılarak, 5 farklı bina tipi (Tip-1, Tip-2, Tip-3, Tip-4, Tip-5) tasarlanmıştır. Referans binası olarak kabul edilen Tip-0 kodlu binada, mimari projede ki bütün pencerelerin yükseklikleri standart pencere yüksekliği olan 150 cm olarak kabul edilmiştir. Tasarlanan diğer 5 farklı bina tipinde ise sırasıyla

dairedeki her bir mahalin pencere yükseklikleri 220 cm olarak değiştirilerek farklı bina tipleri elde edilmiştir. Örneğin Tip-1 binasında sadece S mahalinin pencere yüksekliği 220 cm'ye uzatılırken, Tip-2 binasında S ve M, Tip-3 binasında S, M ve YO-1 şeklindedir. Tip-6 binasında ise dairedeki bütün pencerelerin yükseklikleri 220 cm olarak seçilmiştir. Pencere yüksekliklerine göre tasarlanan bina tipleri Tablo 2'de ve pencerelerin görünümleri Şekil 4'de sunulmuştur.

Tablo 1. Erzurum İline Ait Meteorolojik Veriler (1929-2024)

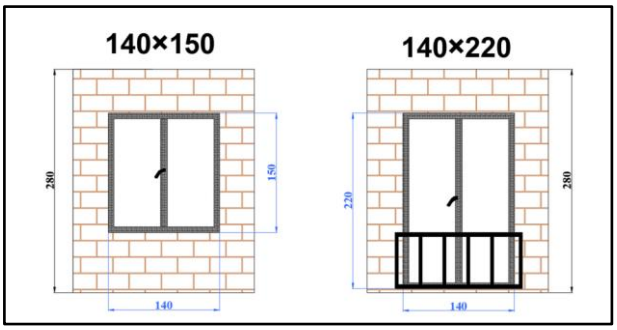
Aylar	Ort. Sıc.(°C)	Ort. En Yüksek Sıc. (°C)	Ort. En Düşük Sıc.(°C)	Ort. Güneşlenme Süresi (saat)	Ort. Yağışlı Gün Sayısı	Aylık Toplam Yağış Mikt. Ort. (mm)	En Yüksek Sıcaklık (°C)	En Düşük Sıcaklık (°C)
Ocak	-9,0	-3,9	-13,9	3,4	11,23	21,5	10,4	-36,0
Şubat	-7,6	-2,2	-12,5	4,5	10,98	25,4	10,6	-37,0
Mart	-2,3	2,7	-7,0	5,2	12,54	35,5	21,4	-33,2
Nisan	5,4	11,1	0,1	6,4	13,70	54,6	26,5	-22,4
Mayıs	10,7	16,9	4,3	7,9	16,04	73,1	29,6	-7,1
Haz.	14,9	21,9	7,3	10,2	10,98	48,5	32,3	-5,6
Tem.	19,2	26,6	11,1	11,2	6,75	28,6	35,6	-1,8
Ağu.	19,5	27,3	11,2	10,7	5,20	17,6	36,5	-1,1
Eylül	14,8	22,8	6,4	9,1	5,14	24,1	33,3	-6,8
Ekim	8,2	15,2	1,7	6,9	9,44	46,7	27,0	-14,1
Kasım	1,2	6,9	-3,8	4,9	9,19	33,3	20,7	-34,3
Aralık	-5,8	-0,9	-10,2	3,2	10,59	22,0	14,0	-37,2
Yıllık	5.8	12	-0.4	7	121.8	430.9	36.5	-37.2



Şekil 3. (a) Binanın izometrik görünümü, (b) normal kat daire yerleşim planı

Tablo 2. Bina tiplerindeki pencere boyutları

Bina Tipi	Mahaldeki Pencere Boyutu				
	S	M	YO-1	YO-2	YO-3
Tip-0	280x150	140x150	140x150	140x150	140x150
Tip-1	280x220	140x150	140x150	140x150	140x150
Tip-2	280x220	140x220	140x150	140x150	140x150
Tip-3	280x220	140x220	140x220	140x150	140x150
Tip-4	280x220	140x220	140x220	140x220	140x150
Tip-5	280x220	140x220	140x220	140x220	140x220



Şekil 4. Pencere görünümleri

Pencere Tiplerinin Belirlenmesi

Bina ısıl yükü üzerine pencere boyutu kadar pencereyi oluşturan çerçeve, cam tipinin de etkisi vardır. Cam olarak piyasada tekli, arasında gaz dolgusu olan ikili ve üçlü cam tipleri bulunmaktadır. Tek camların ısıl geçirgenliğinin zayıf olması, üç camlılar maliyetlerinin iki camlılara göre yüksek olması nedeniyle, piyasada aktif olarak çift camlı olarak da bilinen iki camlı pencereler kullanılmaktadır. Bu nedenle bu çalışmada 4-16-4 mm aralıklı çift camlı ve 5 odacıklı PVC pencere tipi seçilmiştir. Pencereler camlarında cam sayısı kadar diğer bir önemli parametre de camın ısıl geçirgenlik özelliğidir. Bu çalışmada ayrıca günümüzde yüksek enerji potansiyeli nedeniyle yaygın kullanıma sahip olan low-e camlar da, standart camlara alternatif olarak kullanılmıştır. TS 825'e göre belirlenen cam özellikleri Tablo 3'de sunulmuştur (TSE, 2024).

Tablo 3. Pencere Tipileri

Pencere Tipi	**U (W/m^{2}K)**
Standart camlı PVC pencere	2,5
Low-e camlı PVC pencere	1,6

Yapı Bileşenlerinin (Duvar Tipinin) Belirlenmesi

TS 825 standartlarına uygun olarak tanımlanan dış duvar yapı bileşenleri, piyasa şartları ve çalışmanın amacına da göz önünde bulundurularak 6 farklı şekilde tasarlanmıştır. Altı farklı duvarın oluştuğu yapı bileşenleri ve özellikleri Tablo 4'de sunulmuştur. Hem işçilik ücreti hem de yapım süresi nedeniyle günümüz inşaat sektöründe, tek sıra tuğla/briket kullanımı daha yaygındır. Bu nedenle duvar yapı bileşenleri oluşturulurken D-1'de; düşey delikli tuğla dan oluşan sandviç tip duvar tasarlanırken diğer duvar tiplerinde piyasa da yaygın kullanımlı tek sıra tuğla/briket bulunan duvarlar tercih edilmiştir.

Duvarların yapı bileşenlerinde kullanılan iç sıva, delikli tuğla, dış sıva için ısıl değerler TS 825'den alınmıştır (TSE, 2024). Günümüz de bina yapı bileşenlerinde tuğla kullanımı, yerini brikete bırakmıştır. Bu nedenle D-4, D-5 ve D-6 tip duvarlarda briket kullanımı tercih edilmiştir. Kullanılan briketlerin özellikleri, Erzurum da konuşlu KaleBlokBims Firmasının İnternet Sayfas'ından alınmıştır (KaleBlokBims, 2025).

Tablo 4. Dış duvar yapı bileşenleri

Duvar Çeşidi	Yapı Bileşeni		d (m)	λ (W/mK)
D-1	-	İç Sıva	0.02	0.70
	A	Delikli Tuğla (Düşey)	0.135	0.240
	B	Yalıtım Malzemesi	*	0.040
	A	Delikli Tuğla (Düşey)	0.135	0.240
	-	Dış Sıva	0.03	1.60
	B	Yalıtım Malzemesi	*	0.040
	-	Sıva (Manto Üstü)	0.008	0.350
D-2	-	İç Sıva	0.02	0.70
	A	Delikli Tuğla (Düşey)	0.135	0.240
	-	Dış Sıva	0.03	1.60
	B	Yalıtım Malzemesi	*	0.040
	-	Sıva (Manto Üstü)	0.008	0.350
D-3	-	İç Sıva	0.02	0.70
	C	Delikli Tuğla (Düşey)	0.19	0.240
	-	Dış Sıva	0.03	1.60
	B	Yalıtım Malzemesi	*	0.040
	-	Sıva (Manto Üstü)	0.008	0.350
D-4	-	İç Sıva	0.02	0.70
	D	Briket (Normal)	0.25	0.220**
	-	Dış Sıva	0.03	1.60
	B	Yalıtım Malzemesi	*	0.040
	-	Sıva (Manto Üstü)	0.008	0.350
D-5	-	İç Sıva	0.02	0.70
	E	Briket (Normal)	0.30	0.190**
	-	Dış Sıva	0.03	1.60
	B	Yalıtım Malzemesi	*	0.040
	-	Sıva (Manto Üstü)	0.008	0.350
D-6	-	İç Sıva	0.02	0.70
	F	Briket (SW)	0.25	0.180**
	-	Dış Sıva	0.03	1.60
	B	Yalıtım Malzemesi	*	0.040
	-	Sıva (Manto Üstü)	0.008	0.350

** Bina tipi ve pencere tipine göre hesaplanacaktır.*
***Ref.* (KaleBlokBims, 2025)

Yıllık Enerji İhtiyacı Hesabı

Tasarlanan her bir bina tipi için yıllık ısıtma enerjisi ihtiyacı ve yıllık soğutma enerjisi ihtiyacı, TS 825 standartlarına uygun olarak her bir duvar çeşidi için ayrı ayrı hesaplanmıştır. Örnek olarak hazırlanan Tip-4 binası ve D-6 duvarı için hazırlanan Yıllık Isıtma Enerjisi İhtiyaç Hesaplama Çizelgesi Tablo-5'de ve Yıllık Soğutma Enerjisi İhtiyaç Hesaplama Çizelgesi Tablo-6'da sunulmuştur.

BULGULAR VE TARTIŞMALAR

Binalardaki yalıtım kalınlığının incelendiği bu çalışmada; 6 farklı bina tipi kullanılarak pencere yüksekliğinin etkisi, 2 farklı cam tipi kullanılarak pencere camı seçiminin etkisi ve 6 farklı duvar tipi kullanılarak yapı bileşeninin etkisi birlikte incelenmiştir.

Optimum Yalıtım Kalınlıklarının Belirlenmesi

Bütün mahallerindeki pencere yükseklikleri 150 cm olan Referans binası Tip-0 ve diğer bina tipleri için TS 825 standartlarına uygun olarak projelendirilen mimari projede, toplam 6 farklı duvar tipi kullanılarak her bir bina tipi için ayrı ayrı yalıtım kalınlığı bulunmuştur. Bu hesaplamalar hem standart cam kullanılan pencere tipi için hem de Low-e cam kullanılan pencere tipi için yapılmıştır. Standart camlı pencere kullanılan bina tiplerinin, duvar tipine göre yalıtım kalınlıkları Tablo 7'de ve Low-e camlı pencere kullanılan bina tiplerinin, duvar tipine göre yalıtım kalınlıkları Tablo 8'de sunulmuştur.

Isıtma ve Soğutma Enerjilerinin Belirlenmesi

Optimum yalıtım kalınlıkları belirlenirken tasarlanan binaların hem ısıtma hem soğutma enerjilerinin toplamı, TS 825'de Ek-A1'de bulunan bina türlerine göre izin verilen asgari net ısıtma ve soğutma enerjisi ihtiyacı değerleri baz alınarak tespit edilmektedir. Yapılan çalışmada, bina modelimiz 6. Derece-Gün bölgesinde ve apartman olduğu için bu değer 80 [kWh/m^{2}yıl] olarak tanımlanmıştır. Yapılan çalışmada bina/duvar/pencere tiplerine ait yıllık ısıtma enerjisi ihtiyaç değerleri Tablo 9'da, yıllık soğutma enerjisi ihtiyaç değerleri Tablo 10'da sunulmuştur. Toplam enerjinin, toplam alana bölünmesiyle elde edilen birim alandaki toplam enerji ihtiyaçları Tablo 11'de sunulmuştur. Tablo 11'de bulunan değerlerin 80 [kWh/m^{2}yıl] değerine yakın olması, belirlenen yalıtım kalınlıklarını en optimum değerde olduğunu göstermektedir.

SONUÇLAR

Günümüzde kullanımı her geçen gün artan ve piyasada Fransız Pencere Tipi olarak da bilinen, tabana kadar uzanan pencerelerin binaların yalıtım kalınlığı üzerine etkisinin incelendiği bu çalışmada ayrıca yüksek enerji performansı nedeniyle kullanımı hızla yaygınlaşan düşük yayılımlı Low-e camlı pencerelerin de yalıtım kalınlığı üzerindeki etkisi incelenmiştir. Literatürde artan pencere alanını, bina yüzeyinin %10, %20 gibi oranlarda inceleyen bazı çalışmalar (Yildiz et al., 2011) (Özel & Pıhtılı, 2008) (Koç, 2019) olmasına rağmen, bu çalışma gerçek pencere boyutlarını kullandığı için eşsiz bir çalışmadır. Ayrıca çalışmanın bir diğer önemli özelliği de, yalıtım kalınlıkları belirlenirken inşaat sektöründe yaygın kullanımlı duvar çeşitlerinin de göz önünde bulundurulmasıdır. Çalışmanın 2024 yılında yayınlanan TS 825 standartların uygun olarak yürütülmesi de üçüncü özgünlük değeri olarak tanımlanabilir.

Tablo 5. Yıllık Isıtma Enerjisi İhtiyacı Hesaplama Çizelgesi (Bina Tipi:Tip-4, Duvar Tipi:D-6, Pencere Tipi:Low-e Camlı Pencere)

Aylar	Isıl Kaybı							Isıl Kazançlar			Isıtma için boyutsuz ısı-denge oranı (-)	Kazanç kullanım faktörü (-)	Isıtma enerjisi ihtiyacı (kWh)
	Özgül ısı kaybı (W/K)	Sıcaklık farkı (K,°C)	Özgül ısı kaybı (W/K)	Sıcaklık farkı (K,°C)	İletim ve taşınım yoluyla gerçekleşen (kWh)	Havalandırma yoluyla gerçekleşen (kWh)	**Toplam (kWh)**	İç ısı kazancı (kWh)	Güneş enerjisi kazancı (kWh)	**Toplam (kWh)**			
Ocak	1,593.01	36.00	180.51	20.10	45,366.32	28,437.21	**73,803.53**	9,591.21	9,861.03	**19,452.25**	0.26	1.00	54,351.28
Şubat		35.35		20.10	40,280.20	25,221.46	**65,501.66**	8,663.03	10,043.73	**18,706.76**	0.29	1.00	46,794.91
Mart		29.70		20.10	37,899.55	23,460.70	**61,360.25**	9,591.21	10,352.74	**19,943.96**	0.33	1.00	41,416.31
Nisan		21.00		20.10	26,698.35	16,053.26	**42,751.62**	9,281.82	7,661.65	**16,943.47**	0.40	1.00	25,808.29
Mayıs		15.00		20.10	20,477.09	11,848.84	**32,325.93**	9,591.21	7,288.50	**16,879.72**	0.52	1.00	15,449.30
Haziran		7.00		20.10	10,640.79	5,351.09	**15,991.87**	9,281.82	9,663.47	**18,945.28**	1.18	0.83	359.29
Temmuz		2.45		20.10	5,602.81	1,935.31	**7,538.12**	9,591.21	9,639.16	**19,230.37**	2.55	0.39	0.05
Ağustos		0.60		20.10	3,410.19	473.95	**3,884.14**	9,591.21	8,446.17	**18,037.39**	4.64	0.22	0.00
Eylül		6.00		20.10	9,493.82	4,586.65	**14,080.46**	9,281.82	9,464.54	**18,746.36**	1.33	0.75	112.20
Ekim		18.82		20.10	25,004.56	14,866.34	**39,870.90**	9,591.21	11,468.08	**21,059.30**	0.53	1.00	18,815.98
Kasım		31.85		20.10	39,142.97	24,347.45	**63,490.42**	9,281.82	10,137.43	**19,419.25**	0.31	1.00	44,071.18
Aralık		37.40		20.10	47,025.60	29,543.10	**76,568.70**	9,591.21	10,923.82	**20,515.03**	0.27	1.00	56,053.67
Yıllık Isıtma Enerjisi İhtiyacı (ΣQ_{ay}) [kWh]													**303,232.46**

Tablo 6. Yıllık Soğutma Enerjisi İhtiyacı Hesaplama Çizelgesi (Bina Tipi:Tip-4, Duvar Tipi:D-6, Pencere Tipi:Low-e Camlı Pencere)

Aylar	Isıl Kazançlar										Soğutma için boyutsuz ısı-denge oranı (-)	Kazanç kullanım faktörü (-)	Soğutma enerjisi ihtiyacı (kWh)
	Özgül ısı kaybı (W/K)	Sıcaklık farkı (K,°C)	Özgül ısı kaybı (W/K)	Sıcaklık farkı (K,°C)	İletim ve taşınım yoluyla gerçekleşen (kWh)	Havalandırma yoluyla gerçekleşen (kWh)	**Toplam (kWh)**	İç ısı kazancı (kWh)	Güneş enerjisi kazancı (kWh)	**Toplam (kWh)**			
Ocak	1,593.01	42.00	180.51	26.10	53,283.32	33,176.75	**86,460.07**	9,591.21	9,861.03	**19,452.25**	0.22	0.22	0.00
Şubat		41.35		26.10	47,431.04	29,502.33	**76,933.37**	8,663.03	10,043.73	**18,706.76**	0.24	0.24	0.00
Mart		35.70		26.10	45,816.55	28,200.23	**74,016.78**	9,591.21	10,352.74	**19,943.96**	0.27	0.27	0.00
Nisan		27.00		26.10	34,359.97	20,639.91	**54,999.88**	9,281.82	7,661.65	**16,943.47**	0.31	0.31	0.01
Mayıs		21.00		26.10	28,394.09	16,588.37	**44,982.46**	9,591.21	7,288.50	**16,879.72**	0.38	0.38	0.07
Haziran		13.00		26.10	18,302.40	9,937.73	**28,240.14**	9,281.82	9,663.47	**18,945.28**	0.67	0.67	49.91
Temmuz		8.45		26.10	13,519.81	6,674.85	**20,194.66**	9,591.21	9,639.16	**19,230.37**	0.95	0.90	1,072.65
Ağustos		6.60		26.10	11,327.19	5,213.49	**16,540.68**	9,591.21	8,446.17	**18,037.39**	1.09	0.96	2,205.21
Eylül		12.00		26.10	17,155.43	9,173.29	**26,328.73**	9,281.82	9,464.54	**18,746.36**	0.71	0.71	89.41
Ekim		24.82		26.10	32,921.56	19,605.88	**52,527.44**	9,591.21	11,468.08	**21,059.30**	0.40	0.40	0.20
Kasım		37.85		26.10	46,804.58	28,934.10	**75,738.68**	9,281.82	10,137.43	**19,419.25**	0.26	0.26	0.00
Aralık		43.40		26.10	54,942.60	34,282.64	**89,225.24**	9,591.21	10,923.82	**20,515.03**	0.23	0.23	0.00
Yıllık Soğutma Enerjisi İhtiyacı (ΣQ_{ay}) [kWh]													**3,417.46**

Tablo 7. Standart camlı pencere için bina tiplerine göre duvar tiplerindeki yalıtım kalınlıkları (m)

Duvar Tipi		Kalınlık (m)					
		Tip-0	Tip-1	Tip-2	Tip-3	Tip-4	Tip-5
D-1	A	0.135	0.135	0.135	0.135	0.135	0.135
	B	0.06	0.10	0.12	0.12	0.12	0.12
	A	0.135	0.135	0.135	0.135	0.135	0.135
	B	0.09	0.10	0.11	0.13	0.14	0.16
D-2	A	0.135	0.135	0.135	0.135	0.135	0.135
	B	0.13	0.15	0.17	0.18	0.20	0.22
D-3	C	0.19	0.19	0.19	0.19	0.19	0.19
	B	0.12	0.15	0.16	0.18	0.20	0.22
D-4	D	0.25	0.25	0.25	0.25	0.25	0.25
	B	0.12	0.14	0.15	0.17	0.19	0.21
D-5	E	0.30	0.30	0.30	0.30	0.30	0.30
	B	0.11	0.13	0.15	0.16	0.18	0.20
D-6	F	0.25	0.25	0.25	0.25	0.25	0.25
	B	0.11	0.13	0.15	0.17	0.18	0.20

Tablo 8. Low-e camlı pencere için bina tiplerine göre duvar tiplerindeki yalıtım kalınlıkları (m)

Duvar Tipi		Kalınlık (m)					
		Tip-0	Tip-1	Tip-2	Tip-3	Tip-4	Tip-5
D-1	A	0.135	0.135	0.135	0.135	0.135	0.135
	B	0.05	0.06	0.03	0.03	0.03	0.03
	A	0.135	0.135	0.135	0.135	0.135	0.135
	B	0.04	0.04	0.05	0.05	0.05	0.05
D-2	A	0.135	0.135	0.135	0.135	0.135	0.135
	B	0.07	0.07	0.07	0.07	0.07	0.07
D-3	A	0.19	0.19	0.19	0.19	0.19	0.19
	B	0.06	0.07	0.07	0.07	0.07	0.07
D-4	C	0.25	0.25	0.25	0.25	0.25	0.25
	B	0.06	0.06	0.06	0.06	0.06	0.06
D-5	D	0.30	0.30	0.30	0.30	0.30	0.30
	B	0.05	0.05	0.06	0.06	0.06	0.06
D-6	E	0.25	0.25	0.25	0.25	0.25	0.25
	B	0.05	0.06	0.06	0.06	0.06	0.06

Çalışmada 6 farklı bina tipi, 6 farkı duvar tipi ve 2 farklı pencere tipi ele alınarak karşılaştırmalı inceleme yapılmıştır. Referans bina tipinde (Tip-0) tüm mahallerdeki pencere yükseklikleri 150 cm iken, diğer bina tiplerinde mahallerdeki pencerelerin uzunlukları sırasıyla 150 cm'den 220 cm'ye çıkarılmıştır. Tip-5 binasının tüm mahallerdeki pencere yükseklikleri 220 cm'dir. Pencere tipleri; normal ikili camlı PVC pencere ve Low-e iki camlı PVC penceredir. Duvar tipleri de ise inşaat sektöründe aktif olarak kullanılan yapı bileşenlerinden 6 farlı şekilde seçilmiştir.

Yapılan çalışma sonucunda; tek bir odada standart camlı standart bir pencere yerine Fransız pencere kullanımının D-1 duvarındaki yalıtım kalınlığını toplam 5 cm artırırken, diğer duvarlarda 2 cm artırmıştır. Eğer bütün mahallerdeki standart camlı standart pencereler yerine fransız pencere kullanılırsa, yalıtım kalınlıkları yaklaşık 9 cm daha artacaktır.

Duvar tipleri arasında, piyasada kullanımı tercih edilmeyen ancak karşılaştırma amacıyla D-1 tipli duvar olarak tanımlanan sandviç tip duvar kullanımı, dış cephe yalıtım kalınlığının daha düşük olmasına imkân tanımaktadır. Piyasada yaygın kullanıma sahip tek sıra duvar bileşeninden (tuğla/briket) oluşan diğer tiplerinde artan pencere alanına bağlı olarak yalıtım kalınlıklarındaki artışlar standart camlı pencerelerde daha belirgindir. Ancak bu durum Low-e pencereer için geçerli değildir. Örneğin D-1 duvarında Tip-3 binasından Tip-4 binasına geçişte yalıtım malzemesi kalınlığı 1 cm artmışken, bu değer diğer tek sıralı duvar tiplerinde 2 veya 3 cm şeklindedir. D-1 duvarındaki dış cephe yalıtım ile sandviç tip duvarın arasındaki yalıtımın kalınlıklarının bina ısı yüküne etkisi aynı değildir. Çünkü dış cephe yalıtım kalınlığı binanın beton yüzeyleri üzerinde de etkili olduğu için ısıl yük üzerinde ki etkisi daha büyüktür.

4-16-4 cm ara boşluklu, hava dolgulu, standart camlı PVC pencerenin ısıl iletim katsayısı 2.5 W/m^{2}K iken, low-e camlı PVC pencerede bu değer 1,6 /m^{2}K'dir. Daha düşük iletkenlik katsayısı daha iyi yalıtım ve daha düşük kalınlıkta yalıtım malzemesi anlamına gelmektedir. D-6 duvarında Tip-5 binası için standart camlı PVC pencere de yalıtım kalınlığı 20 cm iken LOw-e pencere de bu değer 6 cm dir.

2024 yılında yayınlanan TS 825 standartlarına göre yapılan bu çalışma ile artan pencere boyutunun negatif ısıl etkisinin ısıl iletkenlik değeri düşük pencereler ile bertaraf edileceği ve binaların ısıl yüklerinde yapı bileşenlerinin doğru seçiminin önemini sayısal olarak gösterilmiştir.

Tablo 9. Duvar tipi, pencere tip ve bina tipine göre yıllık ısıtma enerjisi ihtiyacı (kWh)

Duvar Tipi	Standart Camlı Pencere Tipi						Low-e Camlı Pencere Tipi					
	Tip-0	Tip-1	Tip-2	Tip-3	Tip-4	Tip-5	Tip-0	Tip-1	Tip-2	Tip-3	Tip-4	Tip-5
D-1	312,904.82	312,997.46	312,444.83	311,408.57	312,209.99	311,214.89	313,427.38	313,069.63	308,286.65	309,638.26	308,950.25	308,316.14
D-2	310,345.33	312,033.67	310,535.48	313,051.38	311,491.09	310,905.22	305,083.79	307,033.83	308,017.00	309,004.78	307,965.56	306,981.24
D-3	312,932.78	310,160.16	312,091.33	311,723.69	310,406.71	310,006.57	312,928.07	301,308.21	302,420.21	303,536.22	302,633.84	301,782.52
D-4	309,296.44	311,229.71	313,038.30	312,473.55	311,015.07	310,511.50	304,138.34	306,430.22	307,583.76	308,741.59	307,867.83	307,048.17
D-5	310,231.02	311,883.84	310,341.73	312,886.21	311,330.25	310,761.67	309,579.91	312,030.01	299,546.78	300,888.39	300,210.72	299,581.69
D-6	311,999.24	313,251.93	311,445.19	311,176.32	312,143.09	311,440.48	313,576.99	301,452.80	302,718.16	303,987.34	303,232.46	302,528.36

Tablo 10. Duvar tipi, pencere tip ve bina tipine göre yıllık soğutma enerjisi ihtiyacı (kWh)

Duvar Tipi	Standart Camlı Pencere Tipi						Low-e Camlı Pencere Tipi					
	Tip-0	Tip-1	Tip-2	Tip-3	Tip-4	Tip-5	Tip-0	Tip-1	Tip-2	Tip-3	Tip-4	Tip-5
D-1	1,338.25	1,662.30	1,848.28	2,054.00	2,725.82	3,557.78	1,556.62	1,953.85	2,258.70	2,465.12	3,267.94	4,200.93
D-2	1,371.11	1,678.83	1,881.66	2,029.54	2,744.15	3,568.19	1,681.24	2,063.50	2,269.25	2,484.52	3,299.25	4,247.55
D-3	1,339.00	1,706.23	1,856.79	2,051.66	2,767.52	3,592.10	1,566.28	2,167.34	2,377.15	2,596.12	3,436.23	4,409.86
D-4	1,384.05	1,690.11	1,841.66	2,038.67	2,753.99	3,578.35	1,694.77	2,072.26	2,274.97	2,486.74	3,298.74	4,242.83
D-5	1,371.96	1,680.14	1,883.86	2,031.30	2,746.80	3,571.40	1,612.39	1,974.13	2,432.63	2,649.35	3,497.77	4,478.06
D-6	1,350.06	1,660.49	1,866.44	2,060.41	2,729.43	3,553.45	1,556.16	2,162.70	2,368.75	2,583.56	3,417.46	4,383.37

Tablo 11. Duvar tipi, pencere tip ve bina tipine göre birim alandaki yıllık toplam (ısıtma + soğutma) enerji ihtiyacı (kWh/m^2)

Duvar Tipi	Standart Camlı Pencere Tipi						Low-e Camlı Pencere Tipi					
	Tip-0	Tip-1	Tip-2	Tip-3	Tip-4	Tip-5	Tip-0	Tip-1	Tip-2	Tip-3	Tip-4	Tip-5
D-1	79.77	79.87	79.78	79.57	79.94	79.90	79.95	79.96	78.83	79.22	79.25	79.33
D-2	79.12	79.63	79.30	79.98	79.76	79.82	77.87	78.46	78.76	79.07	79.01	79.00
D-3	79.77	79.16	79.69	79.65	79.49	79.60	79.83	77.03	77.37	77.71	77.69	77.72
D-4	78.86	79.43	79.93	79.83	79.64	79.73	77.63	78.31	78.65	79.00	78.98	79.02
D-5	79.09	79.59	79.25	79.94	79.72	79.79	78.99	79.70	76.65	77.05	77.09	77.18
D-6	79.54	79.94	79.53	79.51	79.92	79.96	79.99	77.07	77.44	77.82	77.84	77.90

KAYNAKLAR

ÇŞİB. (2025). *Low-E Kaplamalı Camları Tanıyalım*. Çevre, Şehircilik ve Iklim Değişikliği BakanlığıBakanlığı. https://yalova.csb.gov.tr/low-e-kaplamali-camlari-taniyalim-haber-228981#:~:text=Low-E kaplama cam%2C içinden,tarafından yeniden başka yöne yayılır.

Demircan, H. (2020). Termal Kamera Yöntemiyle Binalarda Meydana Gelen Isı Kayıplarının Tespit Edilmesi. *Sürdürülebilir Mühendislik Uygulamaları ve Teknolojik Gelişmeler Dergisi*, *3*(1), 26–31.

Efe, Ş. (2023). The Effect of Using Tall Windows in Buildings on the Thermal Load of the Building and Its Cost Analysis: A Comparative Case Study for Antalya and Erzurum. *Buildings*, *13*(3). https://doi.org/10.3390/buildings13030731

ETKB. (2025). *Enerji ve Tabii Kaynaklar Bakanlığı*. Türkiye Ulusal Enerji Planı (2022). chrome-extension://efaidnbmnnnibpcajpcglclefindmkaj/https://enerji.gov.tr//Media/Dizin/EIGM/tr/Raporlar/TUEP/Türkiye_Ulusal_Enerji_Planı.pdf

Güngör, Z. A. (2023). *Konutlarda Kullanılan Büyük Pencere Alanlarının Isı Yalıtım Kalınlığına Etkisi Ve Maliyet Analizi*. Atatürk Üniversitesi.

KaleBlokBims. (2025). *Duvar BİMS Bloklar*. https://kaleblokbims.com/urun-kategori/duvar-bims-bloklar

Koç, E. (2019). *Bir Binanın Değişken Cam ve Dış Duvar Tiplerine Göre Pencere/Duvar Alanı Oranlarının Bina Isı Kayıplarına Etkisi Ve Maliyet Optimizasyonu*. Süleyman Demirel Üniversitesi.

MGM. (2025). *Resmi İklim İstatistikleri (Erzurum)*. https://www.mgm.gov.tr/veridegerlendirme/il-ve-ilceler-istatistik.aspx?m=ERZURUM

Özel, M., & Pıhtılı, K. (2008). *Duvar Yalıtım Kalınlığının Pencere Alanlarına Etkisinin Araştırılması*. *23*(3), 655–662.

Simko, T., & Moore, T. (2021). Optimal window designs for Australian houses. *Energy and Buildings*, *250*, 111300. https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2021.111300

TSE. (2024). *TS 825, Binalarda ısı yalıtım kuralları*. www.tse.org.tr

Yildiz, Y., Göksal Özbalta, T., & Durmuş Arsan, Z. (2011). Farklı Cam Türleri ve Yönlere Göre Pencere/Duvar Alanı Oranının Bina Enerji Performansına Etkisi: Eğitim Binası, İzmir. *Megaron*, *6*, 30–38. http://search.ebscohost.com/login.aspx?direct=true&profile=ehost&scope=site&authtype=crawler&jrnl=13096915&AN=69832767&h=ZlUwcBJ7oWRTQJVqbVY7TTf6j5gWSMSHzRp8WYT9MqxHHYvrlqzM3LmTi3fTweL%2BGZxF9E%2B1INE2S60cfXvaMg%3D%3D&crl=c

Yıldırım, K., & Çağatay, Kubilay; Yıldırım, Nazlı Nazende; Ertunç, C. D. (2018). Orta Nitelikli Konutlar ı n Pencere Özelli klerinin Belirlenmesi Üzerin e Bir Ar aştı rma. *Online Journal of Art and Design*, *6*(5), 158–175.

Yurttakal, Ö. (2007). *encere Sistemlerinin Isıl Performansının Eleman Ve Bina Düzeyinde Değerlendirilmesi* [İstanbul Teknik Üniversitesi]. chrome-extension://efaidnbmnnnibpcajpcglclefindmkaj/https://polen.itu.edu.tr:8443/server/api/core/bitstreams/97a92fbd-857e-4c41-be30-ba2bcaea34c4/content

MEKANİK DİYAFRAMLI VE AKILLI ULTRASONİK DOĞALGAZ SAYAÇLARIN KARŞILAŞTIRILMASI

Doç. Dr. Ünal Uysal* , Prof. Dr. Tahsin ENGİN, Doç.Dr. Yusuf YAŞA*****
* Sakarya Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü, Esentepe, SAKARYA,
uysal@sakarya.edu.tr
**İstanbul Teknik Üniversitesi, Makina Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü, Taşkışla/İSTANBUL
tengin@itu.edu.tr
***İstanbul Teknik Üniversitesi, Elektrik Elektronik Fakültesi, Elektrik Mühendisliği Bölümü, Taşkışla/İSTANBUL
yusufyasa@itu.edu.tr

Özet: Gaz sayaçları, doğal gaz ve sıvılaştırılmış petrol gazı gibi gazların hacmini ölçmek için kullanılmaktadır. Doğalgaz satışı yapan firmalar için en önemli veri, evsel ve sanayi tüketiminin bedelini doğru bir şekilde elde etmek ve faturalandırmaktır. Ülkemizde doğalgaz kullanımının başlamasıyla tüketimleri ölçmek için öncelikle mekanik sistem kullanılmaya başlanmış ve halen ülkemizde yaygın bir şekilde kullanılmaktadır. Son yıllarda akıllı şehirciliğin gelişmesiyle birlikte doğalgaz, elektrik ve su sayaçlarında akıllı sayaçlar imalatı yapılmaya başlanmıştır. Bu çalışmada halen ülkemizde özellikle konutlarda kullanılan mevcut mekanik diyaframlı dogalgaz sayaçları ile günümüz teknolojisine ve akıllı şehir yapılaşmasına uygun olan akıllı ultrasonik sayaçların farklı açılardan karşılaştırılması yapılmıştır. Yapılan karşılaştırmalarda akıllı ultrasonik sayaçların kullanımının bir çok açıdan daha üstün olduğu ilk yatırım maliyetinin yüksek olmasına ülke ekonomisine dolaylı olarak katkı sağladığı tespit edilmiştir.
Anahtar Kelimler: Akıllı şehir, Mekanik diyaframlı sayaç, Akıllı ultrasonik sayaç, Dogalgaz sayaçlarının karşılaştırılası

COMPARISON OF MECHANICAL DIAPHRAGM AND SMART ULTRASONIC NATURAL GAS METERS

Abstract: Gas meters are used to measure the volume of gases such as natural gas and liquefied petroleum gas. The most important data for companies selling natural gas is to obtain and bill the cost of domestic and industrial consumption correctly. With the start of natural gas use in our country, mechanical systems were first used to measure consumption and are still widely used in our country. In recent years, with the development of smart urbanism, smart meters have begun to be manufactured for natural gas, electricity and water meters. In this study, the current mechanical diaphragm natural gas meters, which are currently used especially in residences in our country, and smart ultrasonic meters that are suitable for today's technology and smart city construction were compared from different perspectives. In the comparisons made, it was determined that the use of smart ultrasonic meters was superior in many ways and that the initial investment cost was high, and that it indirectly contributed to the country's economy.

Keywords: Smart city, Mechanical diaphragm meter, Smart ultrasonic meter, Natural gas meters comparison.

DOĞALGAZ DEBİ ÖLÇÜM YÖNTEMLERİ

Gazların ölçülmesi, gaz hacminin sıcaklık ve basınçtan etkilenmesi sebebiyle sıvılara göre daha zordur. Gaz sayaçları, sayaçtan geçen gazın basıncına, sıcaklığına veya kalitesine bakılmaksızın belirli bir hacmi ölçer. Sayaçtan geçen gazın gerçek (doğru) miktarını ölçebilmek için sıcaklık, basınç ve ısı değerinin bilinmesi gerekmektedir. Bu nedenle doğalgaz ölçümü yapan sayaçların yapıları ve ölçüm doğrulukları önemlidir. Ülkemizde ve dünyada gaz sayaçları, gaz tüketimini doğru bir şekilde ölçmek için farklı ölçüm yöntemleri ve teknolojiler kullanılarak üretilmektedir. Genel olarak doğalgaz sayaçlarını ölçüm kabiliyetlerine göre Mekanik, Elektronik ve Akıllı olarak üç ana gruba ayırmak mümkündür. Mekanik sayaçlar, geleneksel ve yaygın olarak kullanılan sayaç türleridir. İç yapılarında yer alan dişli sistemleri sayesinde gazın hacmini ölçer. Bu sayaçlar, genellikle dayanıklı ve uzun ömürlü olmalarıyla bilinir. Ancak elektronik sayaçlar mekanik sayaçlara kıyasla daha hassas ölçümler yapabilmektedir. İçerdikleri elektronik sensörler sayesinde gaz akışını elektronik olarak izler ve ölçüm sonuçlarını dijital ekranda gösterir. Ayrıca, faturalandırma ve izleme

süreçlerini kolaylaştıran veri kayıt özelliklerine sahiptir. Akıllı sayaçlar ise, gaz tüketimini gerçek zamanlı olarak izleyebilme ve verileri uzaklara iletebilme yeteneğine sahip gelişmiş cihazlardır. Bu sayaçlar, kullanıcıların tüketim alışkanlıklarının izlenilebilmesini sağlar ve enerji tasarrufu yapmalarına yardımcı olur. Ayrıca, dağıtım şirketleri için de uzaktan okuma ve kontrol imkânı sunar. [Akgüngör, Holman, Gazbir-Gazmer, 2024., www.federal.com., Erturan,2023., www.youtube.com, TS 5477 EN 12261, www.eskavalve.com].

Doğalgaz tesisatlarında en çok kullanılan sayaçlar diyaframlı, rotary ve türbin tip sayaçlardır. Rotary ve türbin tip sayaçlar endüstriyel tesislerde ve büyük tüketimli merkezi ısıtma tesislerinde kullanılmaktadır. Konutlarda ve küçük ticari tesislerde diyaframlı sayaçlar kullanılmaktadır.

EPDK Müşteri Hizmetleri Yönetmeliğine göre konut ve ticari tesisatlara ait gaz sayaçları gaz dağıtım şirketleri tarafından müşterilerine verilmektedir. Ülkemizde özellikle konutlarda mekanik diyaframlı sayaçlar kullanılmaktadır. Ancak son yıllarda akıllı şehir

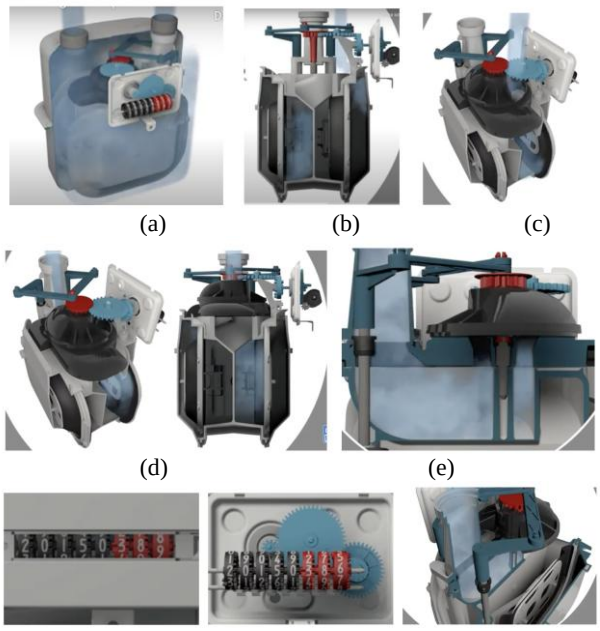
MEKANİK DİYAFRAMLI SAYAÇLAR

Doğalgaz ölçümünde en çok kullanılan yöntem diyaframlı odacıkların olduğu ölçüm yöntemidir. Bu tip sayaçlara diyaframlı sayaçlar adı verilir. Bunlar neredeyse tüm konut ve küçük ticari tesislerde görülen en yaygın gaz sayacı türüdür. İki hareketli diyaframlı, iki kayar valfli (çekmece mekanizmalı) ve bir numaratörlü kuru sayaçlar İngiltere'de 1844 yılında Thomas Glover tarafından icat edilip patenti alınmıştır. Bugün ülkemizde kullanılan diyaframlı sayaçlar dört odacıklı tasarıma sahiptir. Farklı ebatlara sahip sayaçlar maksimum ve minimum akış miktarına sahiptir. Diyaframlı sayaçlar geniş ölçüm aralığında ölçüm yapmaktadır. Tüm pozitif yer değiştirmeli sayaçlar gibi diyaframlı sayaçlar da sırayla dolan ve boşalan ve hacmi bilinen odacıklara sahiptir. Bu sayaçların üç temel parçası ölçüm odacıkları, odacıklara gaz girişini ve çıkışını sağlayan bir valf mekanizması ve numaratör mekanizmasıdır [Gazbir-Gazmer, 2024, www.federal.com, Erturan,2023. TS EN 1359, 2017.].

Diyaframlı sayaçların çalışması genelde gaz özelliklerinden bağımsızdır. Gazın ısıl değeri, yoğunluğu ya da diğer fiziksel özellikler odacıkların hacmini etkilemez. Sayaç, iç sıcaklık düzeltimi yapılmadan kendi içinde bulunan gazın basınç ve sıcaklığında hacim ölçümü yapar. Bu nedenle sayaçtan okunan değerin gerçek tüketim değerleri hesaplanırken bir düzeltme faktör ile çarpılması gerekmektedir. Ülkemizde diyaframlı sayaç standardı TS 5910 EN 1359'dur.

Sayacın içinde hareketli diyaframların oluşturduğu iki veya daha fazla odacık vardır. Öncelikle gaz sayacın içine tamamen doldurulur, odacıkların birisine sayaç içindeki valfler yönlendirilmesiyle doldurulurken diğer odacık tüketimde kullanılmak üzere çıkış hattına gönderilir, odalar dönüşümlü olarak gazı doldurup dışarı atarak, neredeyse sürekli bir akış üretir. Odacıklar diyaframların hareketiyle doldurulur veya boşaltılır, diyaframların doğrusal hareketin bir krank biyel mekanizmasına iletilerek dişliler yardımıyla dönme hareketine dönüştürür. Bu dönme hareketi kilometre sayacına benzer bir sayıcı mekanizmaya aktarılarak numaratörlerin döndürülmesi sağlanır. Aşağıda sayacın çalışması sırasında meydana gelen hareketlerin ekran görüntüleri sunulmuştur.
https://youtu.be/8dmzseyJY3U

a) Sayaç içine gazın doldurulması görülmektedir.
b) Diyaframın odacıkların genişleyip/büzüşmesi görülmektedir.
c) Genişleme ve daralma hareketinin krank biyel mekanizması ile dönme hareketine dönüştürülmesi ve dişlilere aktarılmasını göstermektedir.
d) Diyaframların (odacıkların) ve krank biyel mekanizmasının farklı açıdan görüntüleri görülmektedir.
e) Gazın tüketim hattına gönderilmesi
f) Numaratörler
g) Numaratörleri tahrik eden mekanizmanın farklı açıdan görüntüsü görülmektedir.



Şekil 1. Diyaframlı sayacın çalışma evreleri

MEKANİK DİYAFRAMLI SAYAÇLARIN YAPISAL (MEKANİK) SİSTEMLERİ:

Diyaframlı sayaçlar yapısal olarak hareketli diyaframlı iki odacık yardımıyla gaz ölçümünü yapar. Bu diyaframlara bağlı bir krank biyel mekanizması ile diyaframların hareketi numaratör dişlilerine bir mil yardımıyla iletilir. Milin diğer ucunda bulunan yine plastik esaslı dişliler yardımıyla hareket numaratörlere iletilir ve tüketimin hızına göre sayacın ön tarafında bulunan numaratör yardımıyla okunabilir. Aşağıda diyaframlı sayacın içinde bulunan tüm elemanlar detaylı

olarak gösterilmiştir. Buradaki elemanlar tek tek detay fotoğrafları ile sayaç içindeki çalışma fonksiyonu aşağıda açıklanmıştır [www.federal.com].

a) Dış Gövde:

Diyaframlı sayaçların dış gövdeleri metalden ve gaz sızdırmayacak şekilde imal edilmektedir. Bu sayaçlarda dağıtım hattından gelen gaz doğrudan bu gövde içerisine girmekte ve tamamen iç hacmi doldurmaktadır. Aşağıda dış gövdenin fotoğrafı sunulmuştur.



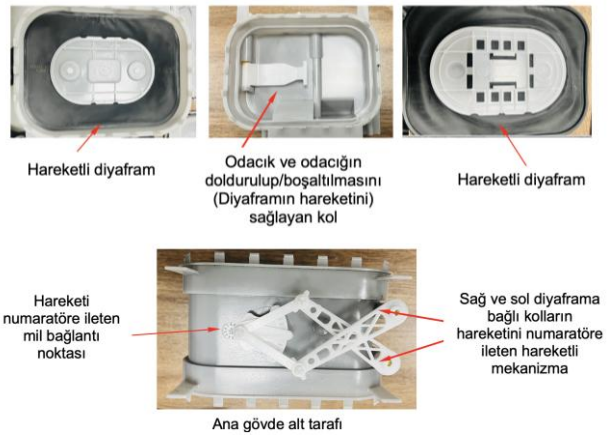
Şekil 9. Doğalgaz sayacı dış gövde ve numaratörün önden görünüşü

b) Ana Gövde, Hareketli Odacıklar ve Diyafram:

Dış gövde içinde plastik ana gövde ve bu gövdeye bağlı iki hareketli diyaframlı odacık bulunmaktadır. Diyafram hareketli odacıklara gaz ana gövde içinden girmektedir. Diyaframlı odalardan birisi ana gövde içinde bulunan gaz ile doluyken, içinde gaz ile dolu diğeri diyaframlı odadaki gaz tüketim hattına akış yönlendirme kanalı (üst kapak) yardımıyla gönderilir ve bu sırada mekanizmalar, dişliler ve numaratör yardımıyla hacmi ölçülmektedir. Aşağıda ana gövde, diyafram, diyaframın hareketini sağlayan kol ve oda hacmi görülmektedir.



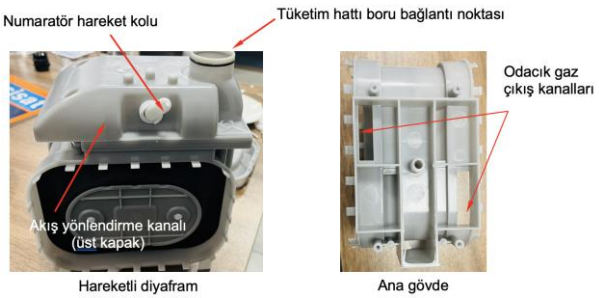
Şekil 10. Ana gövde ve hareketli odacıklar ve diyafram



Şekil 11. Ana gövde ve hareketli odacıklar ve diyafram

c) Akış Yönlendirme ve Kanalı:

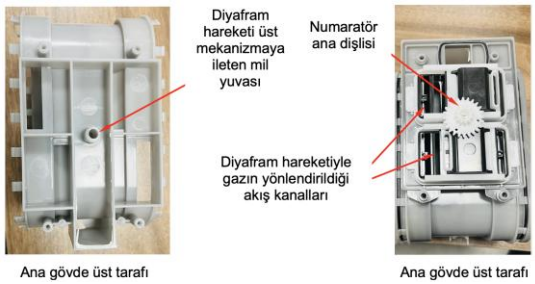
Ana gövdenin sağ ve sol taraflarında bulunan odacıklara bağlı diyaframın hareketiyle, odacık içine gaz girişi ve çıkışı olmaktadır. Gaz girişi dış gövdeden, gaz çıkışı ise odacıkların ana gövde üzerinde bulunan çıkış kanallarından geçekleşmektedir. Çıkış kanalları ana gövde üzerinde bulunan bir kanala (üst kapağa) açılmaktadır. Bu kanal gaz tüketim hattına bağlıdır. Aşağıda ana gövde üzerinde bunan odacık çıkış kanaları ve yönlendirme kanalı üst kapak görülmektedir.



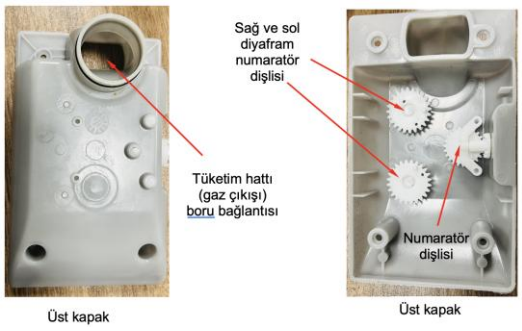
Şekil 12. Ana gövde ve hareketli odacıklar ve diyafram

d) Üst Kapak ve Hareket Mekanizmaları:

Ana gövde üstüne yerleştirilen bir valf ve üst kapak bulunmaktadır. Bu kapak hem kanal hem de ölçme mekanizma sistemlerini bir arada bulundurmaktadır. Valfler odacıklardan gelen gazın kanala geçişini ve tüketim hattına yönlendirmesini sağlamaktadır. Kapakta ise diyafram hareketinin yani odacıklara dolan gazın ölçümü sağlayan dişli mekanizmalar yerleştirilmiştir. Kapağın üst ve alttan fotoğrafı ve valf sisteminin fotoğrafları aşağıda sunulmuştur. Ana gövde üzerine yerleştirilen (valf) yönlendirme kanalları ve üst kapak üzerindeki dişliler diyaframın hareketiyle dönmekte ve numaratörün gaz ölçmesine yardımcı olmaktadır.



Şekil 13. Ana gövde ve numaratör dişlileri



Şekil 14. Ana gövde tüketim hattı ve numaratör dişlileri

e) Numaratör:

Sayaç dış gövdesine yerleştirilmiş olan numaratör ana gövdeden dişliler yardımıyla hareket alır ve tüketilen gazın miktarına göre çalışmaktadır. Bazı sayaçlarda numaratörün geriye doğru çalışması engellenmiştir. Aşağıda numaratörün fotoğrafı sunulmuştur.

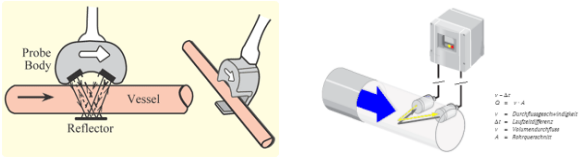


Şekil 15. Numartörler

ULTRASONİK SAYAÇLAR

Ultrasonik sayaçlar, ultra ses dalgaları gönderen bir verici ve bir alıcı sensörü yardımıyla gazın boru içindeki ilerleme hızını ölçer. Amerikan Gaz Birliği tarafından bu sayaçların doğru kullanımını ve kurulumunu kapsayan bir standart yayınlamıştır. Bu standarda göre gazın basıncı, sıcaklığı ve bileşime sahip bir gazdaki ultra ses hızının nasıl hesaplanması gerektiği belirlenmiştir.

Ultrasonik sayaçlarda ultrasonik ses dalgaları bir verici tarafından gönderilir, bir alıcı tarafında da bu ses dalgaları algılanır, boru içinden geçen gazın hızına bağlı olarak ses dalgaları algılanır. Bu ölçümlerin ortalaması yardımıyla boru içinden geçen gaz akışının hızı hesaplanabilir. Bir mikroişlemci yardımıyla toplam gaz tüketimi hesaplanır. Ultrasonik sayaçlar ölçüm doğruluğu ve diğer sayaçlara göre daha düşük debilerin ölçümünü yapabilmesi nedeniyle tercih edilebilirliği yüksektir. Ultrasonik gaz sayaçları boru içindeki akışı bozmamaları nedeniyle diğer sayaçlara göre daha düşük basınç kaybı oluştururlar. Aşağıda ultrasonik debi ölçme yöntemine ait fotoğraflar sunulmuştur.



Şekil 8. Ultrasonik sayaçlar

Ultrasonik sayaçlar doğal gaz alım satımındaki gitgide artan önemli rolleri nedeniyle son birkaç yıl içinde dikkatleri üzerine çekmiştir. Haziran 1998'de American Gas Association (AGA), doğal gaz alım satımlarında ultrasonik sayaçların kullanım kriterleri üzerine bir rapor olan AGA–9'u yayınlaması ve Groupe Europeen de Recherches Gazieres (GERG)'in 8. Teknik Monografi onaylaması sonrasında doğal gaz ölçüm pazarında ultrasonik sayaç kullanımı giderek yaygınlaşmaya başlamıştır. [www.federal.com, www.eskavalve.com, Smartmeter, Holman, 2001, https://www.electronics-notes.com].

ULTRASONIK SAYAÇLARIN YAPISAL (MEKANİK) SİSTEMLERİ:

Ultrasonik sayaçlar yapısal olarak bir ultrasonik sensör sayesinde gaz ölçümünü yapar. Ultrasonik sayaçlar, gazın akış hızını ultrasonik dalgalar kullanarak ölçer. Sayaç içerisindeki ölçüm kanalı üzerinde bulunan ultrasonik vericiler tarafından gönderilen ses dalgaları kanal içinden geçen gazın debisine bağlı olarak alıcılar tarafından algılanır. Ses dalgasının hızında meydana gelen değişim geçen gazın hacmini belirlemek için kullanılır. Ultrasonik sayacın içinde bulunan tüm elemanlar aşağıda detaylı olarak gösterilmiştir. Buradaki elemanların detay fotoğrafları ve sayaç içindeki çalışma fonksiyonları aşağıda açıklanmıştır [www.eskavalve, www.pietro.com, www.itron.com, www.metersit.com, www.smartmeterq.com, Sazgin, 2013, www.electronics-notes.com. www.sektörümdergisi.com, www.britishgas.com, www.panasonic.com].

a) Dış Gövde:

Ultrasonik sayaçların dış gövdeleri metalden ve gaz sızdırmayacak şekilde imal edilmektedir. Dağıtım hattından gelen gaz doğrudan bu gövde içerisine girmekte ve tamamen gövde iç hacmini doldurmaktadır. Aşağıda dış gövdenin fotoğrafı sunulmuştur.



Şekil 16. Akıllı sayaçlar

Dış gövde iki bölümden meydana gelmiştir. Bu bölümlerden birisi sızdırmaz nitelikte olan gaz akışının ve ölçümün yapıldığı alt ana gövde, diğeri ise ultrasonik sensörlerden gelen verilerin işlendiği ana kart, batarya ve dijital göstergeli elektronik akşamların bulunduğu üst gövdedir.



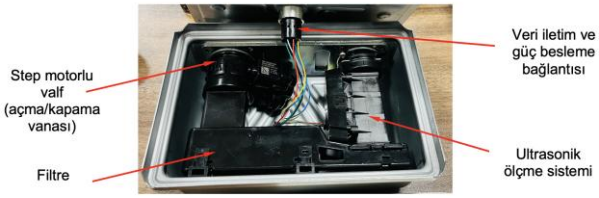
Şekil 17. Akıllı sayaç alt gövde elemanları yerleşimi



Şekil 18. Akıllı sayaç üst gövde ve elektronik kartı

b) Alt Gövde:

Alt gövde içerisinde bir step motorlu açma kapama valfi (vanası), filtre ve ultrasonik ölçme ünitesi bulunmaktadır.



Şekil 19. Alt gövde ve elemanları

Sayaçta gaz girişinin uzaktan kapatılabileceği bir step motorlu valf bulunmaktadır. Bu valf yardımıyla herhangi bir anda sayaca gönderilen komut ile gaz arzı kesilebilir. Aşağıda step motorlu valfin fotoğrafı sunulmuştur.



Şekil 20. Step motorlu valf (açma/kapama vanası)

Sayacın dış gövdesine giren gaz ultrasonik ölçme ünitesine girmeden bir mekanik filtreden geçirilmektedir. Bu sayede ultrasonik sistemin zarar görmemesi ve sayacın kullanım ömrü uzamaktadır. Filtreye ait fotoğraflar aşağıda sunulmuştur.



Şekil 21. Filtre

Filtreden geçen gazın tüketime gönderilmesi sırasında ultrasonik ölçüm ünitesinden geçirilmektedir. Bu ünitede iki adet sensör bulunmaktadır. Bu sensörlerden birisi verici diğer alıcıdır. Ses dalgaları veren sensör ile alan sensör ünite kanalına ölçüm için uygun şekilde yerleştirilmiştir. Sensörlerden elde edilen veriler elektronik işleme yapabilen sayacın ön gövdesindeki elektronik karta kablolarla bağlantılıdır. Aşağıda ultrasonik sensör ve ölçme sistemine fotoğraflar sunulmuştur.



Şekil 22.Ultrasonik ölçme kanalı ve sensörleri

c) ***Üst Gövde:***

Ultrasonik sayaçta ultrasonik sensörlerden gelen verilerin işlendiği ana kart, batarya ve dijital göstergeli elektronik aksamlar üst gövdeye yerleştirilmiştir. Üst gövde ile alt gövde arasında bir veri iletişimi ve güç sağlamak amacıyla bir bağlantı soketi haricinde herhangi bir bağlantı bulunmamaktadır. Üst gövdenin ön ve arka taraflarına ait fotoğraflar aşağıda sunulmuştur.



Veri iletim ve güç besleme bağlantısı

Yüksek ömürlü ve değiştirilebilir bataryalar.



Şekil 23. Akıllı sayaç veri iletimi ve güç besleme, pilleri



Şekill 24. Akıllı sayaç elektronik kart

Birçok ülkede akıllı ultrasonik sayaçların imalatı yapılmakta ve kullanılmaktadır. Ülkemizde de ultrasonik sayaçların imalatının yapılması ve kullanılması gereklidir. Ülkemizde ESKA VALVE A.Ş. tarafından ultrasonik sayaç üretimi yapılmaktadır [www.eskavalve.com].

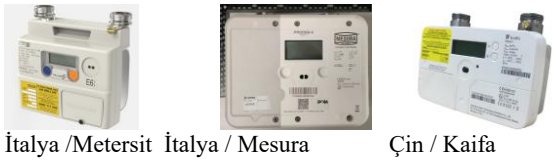


Şekil 25. Ülkemizde ESKA VALVE A.Ş. tarafından imal edilen EUSM G4 Akıllı sayaç

Farklı ülkelerin firmaların ultrasonik sayaçlarına ait fotoğrafları sunulmuştur [www.eskavalve, www.pietro.com, www.itron.com, www.metersit.com, www.smartmeterq.com, Sazgin, 2013, www.electronics-notes.com. www.sektörümdergisi.com, www.britishgas.com, www.panasonic.com].



İtalya üretimi / UGM Amerika / Sensus Avustralya / Pioner



İtalya /Metersit İtalya / Mesura Çin / Kaifa



Amerika / ITRON Danimarka / Flonnidan Çin / CUBIC



İtalya / FIORENTIN Danimarka / AERIUS Romanya / AEM



FIORENTINI ITRON ATREVA ITRON INTELLIS

Şekil 26. Farklı ülkelerde kullanılan akıllı ultrasonik doğalgaz sayaçları

d) <u>Ultrasonik Sayaç Sensörleri:</u>

Ultrasonik gaz akışı algılama, bir ultrasonik dalganın ortam içindeki yayılma süresine (Time of Flight - ToF) dayanır. Prensip olarak, gazın yukarı ve aşağı yönlerdeki yayılma süreleri arasındaki fark ölçülerek hacimsel akış hızı hesaplanır [29]. Ultrasonik gaz sayaçları genellikle iki konfigürasyonda tasarlanır

ToF tabanlı ultrasonik gaz sayaçları genellikle transaksiyel veya yansıtıcı tüp konfigürasyonunda üretilir. Transaksiyel konfigürasyon daha güçlü bir ultrasonik sinyal sağlarken, akan gazla daha az ultrasonik temas olması nedeniyle daha düşük hassasiyet sağlar. Yansıtıcı konfigürasyonun ek avantajı ise, gaz borusunun tek tarafında tüm elektronik devrenin tamamlanmasıdır.



Şekil 27. Trans-axial ve Yansıtıcı tüp konfigürasyonlu ultrasonik sensör yerleşimi.

Gaz ölçüm uygulamalarında, ultrasonik frekans genellikle 160 kHz ile 600 kHz arasındadır. Daha yüksek frekanslı ultrasonik dalgalar daha hızlı zayıfladığından, daha yüksek frekanslı dönüştürücüler daha küçük boru geometrilerine sahip, alan kısıtlamalı tasarımlar için daha iyidir.



Şekil 28.Gaz ölçümü için kullanılan ultrasonik sensörler

<u>Ultrasonik Sensörlerin Kalibrasyonu</u>

Gaz debi ölçümü uygulamalarında, genellikle piezoelektrik veya CMUT (Capacitive Micromachined Ultrasonic Transducer) tip sensörler kullanılır [30]. Ultrasonik sinyalin, gaz akışı yönünde ve tersine ultrasonik sinyaller gönderilerek ölçüm yapılır ve akış yönündeki zaman farkı, debi hesaplamasında kullanılmaktadır.

Kullanılan bu sensör tiplerinde akustik yol mesafe hataları, sıcaklık değişimlerine bağlı sapmalar, gaz türüne göre ses hızının değişimi gibi problemlerden dolayı kalibrasyon ihtiyacı doğmaktadır. Kalibrasyon aşamaları sırasıyla;

Zero-flow (sıfır akış) kalibrasyonu: Gaz akışı olmadan zaman ölçüm devrelerinin doğruluğu test edilerek,

Flow-rate (akış hızı) kalibrasyonu: Bilinen akış hızlarında ölçüm yapılarak sayaç doğruluğu test edilerek,

Sıcaklık kalibrasyonu: Farklı sıcaklıklarda sistemin performansı kontrol edilerek gerçekleştirilmektedir.

Yapılan araştırmalarda birçok sensörde ömür konusunda bilgi bulunmamakla birlikte, bazı ultrasonik sensörlerde sensör ömrünün 15-20 yıl arası olduğu belirtilmektedir [31].

<u>Ultrasonik Sensörlerde Zamanla Doğruluk Değişimi</u>

Sensörlerin ve ölçüm odalarının iç yüzeylerinde zamanla oluşan kir, toz, oksidasyon veya mineral tabakaları, ultrasonik sinyallerin iletimi hızını etkileyebilmektedir. Bu tür birikintiler, ölçüm doğruluğunda sapmalara yol açabilmektedir.

Bu gerçek haricinde, sensörün kendi yapısından kaynaklı ölçümünde oluşan sapma iki farklı kaynakta araştırma sonuçları sırayla 5 yıl içerisinde %0.3 değişim, diğer çalışmada ise 3 yıl içerisinde %0.25 değişim olduğunu göstermektedir [www.nfogm.no,1]. Bu tür veriler, ultrasonik sayaçların uzun süreli kullanımda bile yüksek doğrulukla çalışabildiğini göstermektedir. Literatürde yapılan çalışmalarda, SICK AG firmasının gerçekleştirdiği sensörlerin uzun dönemli saha testlerinde, 8 inçlik ultrasonik sayaçlar beş yıl süreyle farklı sıcaklık, debi ve gaz bileşimi koşullarında test edilmiştir. Ölçüm sapmaları, test platformunun alt sınırları içinde kalmış ve yeniden kalibrasyon ihtiyacı doğurmadan sistemlerin güvenle çalıştığı gözlemlenmiştir. Aynı şekilde [www.nfogm.no,2] referanslı çalışmada ise, üç yıl süreyle saha ortamında kullanılan sayaçların önceki kalibrasyon sonuçlarıyla karşılaştırılması sonucunda yalnızca %0.25 sapma tespit edilmiş ve bu değerin yeniden kalibrasyon eşiğinin oldukça altında olduğu vurgulanmıştır. Her iki çalışmada da, modern ultrasonik sayaçların yapısal kararlılığı ve çevresel değişkenlere karşı toleransının yüksek olduğunu kanıtlamakta; ayrıca saha koşullarında dahi uzun süreli kararlı ölçüm performansı sunduğunu desteklemektedir [www.nfogm.no,1,2,3].

Sonuç olarak, ultrasonik gaz sayaçları, uygun bakım ve kalibrasyon prosedürleri uygulandığında, uzun vadeli kullanımda yüksek doğruluk ve stabilite sunmaktadır. Bu özellikleri sayesinde, enerji sektöründe güvenilir ölçüm çözümleri olarak tercih edilmektedir.

NESNELERİN İNTERNETİ (IoT), AKILLI EV TANIMI VE DOĞAL GAZ ÖLÇÜM SİSTEMLERİYLE İLİŞKİSİ

Nesnelerin interneti kısaca, fiziksel nesnelerin internete bağlanarak veri toplaması, göndermesi ve birbirleriyle iletişim kurmasıdır. Akıllı Ev Sistemi ise, evdeki cihazların (aydınlatma, ısıtma, güvenlik, gaz dedektörü vb.) sensörler ve yazılımlarla otomatik ve uzaktan kontrol edilebildiği sistemdir. Doğalgaz kaçağı algılandığında otomatik olarak doğalgaz vanasının kapanması ve kullanıcının telefonuna uyarı gitmesi akıllı ev sistemlerinin bir örneğidir.

Nesnelerin İnterneti (IoT), fiziksel cihazların internete bağlanarak birbirleriyle veri alışverişi yapmasını sağlayan bir sistemdir. Akıllı evler ise bu teknolojinin ev ortamına uygulanmış halidir. Akıllı ev sistemlerinde, aydınlatmadan güvenliğe, ısıtmadan enerji yönetimine kadar birçok unsur otomatik olarak ya da uzaktan kontrol edilebilmektedir. Bu sistemlerin en önemli kullanım alanlarından biri doğal gaz güvenliğidir.

a) Gaz Kaçağı Tespiti:

Akıllı ev sistemlerinde kullanılan gaz sensörleri, ortam havasındaki doğalgaz, LPG ya da karbonmonoksit gibi yanıcı ve zehirli gazları algılayarak potansiyel tehlikelere karşı erken uyarı verir. Gaz, sensör tarafından algılandığında GSM/wifi üzerinden kullanıcıya mobil uygulama üzerinden bilgi vermekte, gerekliyse doğrudan acil müdahale ekiplerine de uyarı gönderebilmektedir. Akıllı gaz sayaçlarında bulunan gaz vanası otomatik olarak kesilerek, gaz akışı engellenebilmektedir. Bu süreç, insan müdahalesine gerek kalmadan gerçekleşir ve böylece özellikle gece saatlerinde ya da evde kimse yokken oluşabilecek risklerin önüne geçilebilmektedir.

Akıllı gaz sistemleri yalnızca anlık müdahale değil, aynı zamanda olay kayıtları da oluşturabilmektedir. Herhangi bir kaçak tespit edildiğinde olayın tarih ve saati, ortam koşulları gibi bilgiler sisteme kaydedilebilmektedir. Bu kayıtlar: Kullanıcının geçmiş olayları analiz etmesine, hukuki veya teknik denetimlerde delil sunulmasına da olanak tanımaktadır. Bazı gelişmiş sistemlerde, kaçakların yönü de (ileriye veya geriye doğru) algılanabilmektedir.

b) Veri Güvenliği ve Dış Müdahaleye Karşı Koruma

Akıllı ev sistemleri internete bağlı oldukları için, siber saldırıların olma ihtimali bulunmaktadır. Bu sebeple bazı koruma önlemlerinin alınması gerekir. Bu tür sistemlerde aşağıdaki güvenlik önlemleri alınır,

Veri şifreleme: Cihaz ile sunucu arasındaki iletişim, aes 128 şifrelemeli haberleşme protokolü ile şifrelenir.

Kimlik doğrulama: Cihaza yalnızca yetkili kullanıcıların erişebilmesi sağlanır.

Güncelleme yönetimi: Cihaz yazılımları güvenli biçimde (FOTA – Firmware Over The Air) güncellenebilir.

Anomali tespiti: Sistem, olağan dışı erişim denemelerini tespit edip engelleyebilir.

Ayrıca fiziksel güvenlik açısından da önlemler alınır. Sensörler dış müdahaleye karşı korunaklı muhafazalara yerleştirilir. Gaz vanaları manuel olarak kapatılsa bile sistem durumu algılayabilir.

Akıllı ev sistemleri, ayrıca diğer ev uygulamaları ve cihazlarıyla da entegre şekilde çalışabilir. Örneğin, gaz kaçağı algılandığında havalandırma sistemi devreye alınabilir. Yangın alarm sistemine otomatik bilgi aktarımı sağlanabilir. Bu sayede evin tamamı birbiriyle iletişim halinde çalışan, bütüncül bir güvenlik ağı haline gelir.

MEKANİK DİYAFRAMLI VE AKILLI ULTRASONİK SAYAÇLAR

Ülkemizde kullanılan diyaframlı sayaçlar ve ultrasonik sayaçların mekanik, elektrik/elektronik, bakım (kalibrasyon) süreleri, maliyetleri, ölçüm yöntemi, doğruluğu, avantajları ve kullanımı açısıdan karşılaştırılması maddeler halinde aşağıda sunulmuştur.

Gazbir-Gazmer tarafından akıllı gaz sayaç teknolojileri ve kullanımına ait bir raporun paylaşımının yapıldığı bilinmektedir. Bu raporda akıllı gaz sayaçlarının çalışma prensipleri, sayaç bileşenleri, sayaç türleri, akıllı sayaç türlerinin karşılaştırılması, haberleşme teknolojileri, kullanım alanları, avantaj ve zorluklar, maliyet ve kullanımları üzerinde açıklamaların yapıldığı görülmüştür. Raporda; Türkiye'de 2024 yılı temmuz ayı itibari ile 20.484.618 doğal gaz abonesi bulunduğu, Doğal gaz abone sayısının %95'i aktif gaz kullanıcısı olmakla birlikte kullanıcıların büyük çoğunluğu konut G4 tipi mekanik sayaç kullandığı, çok küçük bir kısmının RMS istasyonlarında farklı kapasitelerde türbin, rotari ve ultrasonik sayaç kullandığı belirtilmiştir [Gazbir-Gazmer, 2024, www.agdas.com, www.baskengaz.com www.sektörümdergisi.com].

Türkiye'de gaz sayaçlarının kullanımı ve yönetimine ilişkin Doğal Gaz Piyasası Dağıtım ve Müşteri Hizmetleri Yönetmeliği'nde Enerji Piyasası Düzenleme Kurumu (EPDK) tarafından yapılmaktadır. Ülkemizde birçok şehirde doğalgaz kullanılmaktadır. Bu kullanımın büyük bir kısmı konut abonelerinden oluşmaktadır. Bu abonelere ait gaz sayaçları dağıtım şirketi tarafından düzenli bir şekilde okunmakta ve kontrol edilmektedir. Bu okuma işlemeleri için gaz dağıtım şirketleri şehrin farklı bölgelerde sayaç okuma işlemini için personel istihdamı ve bu personelin her gün sayaç okuması yapılacak yerlere bu personelin ulaşımını sağlaması gereklidir. Yapılan araştırmalara göre; bir personel günde ortalama 500 sayaç okuması yapabildiği tespit edilmiştir. Sayaçların numaratörleri tek tek bakılarak okunduğu için hatalı okumalar nedeni ile faturalandırmalarda yanlışlıklar ortaya çıkabilmektedir. Müşteriler sayaçlarının yanlış ölçüm yaptığına dair şikâyette bulunduğunda dağıtım şirketi personeli giderek sayacı

değiştirmek durumundadır. Bu durum maliyetleri yükseltmektedir. Bir ihbar maliyeti (sayaç değiştirilmediği durumda) 700 TL civarında olmaktadır. Deprem gibi afet durumlarında gaz sayaçlarının yeniden devreye alınması da zaman almaktadır [Gazbir-Gazmer, 2024, www.agdas.com, www.baskengaz.com www.sektörümdergisi.com].

Ülkemizde kullanılan diyaframlı sayaçlar ve ultrasonik sayaçların mekanik, elektrik/elektronik, bakım (kalibrasyon) süreleri, maliyetleri, ölçüm yöntemi, doğruluğu, avantajları, kullanımı ve ekonomikliğinin karşılaştırılması maddeler halinde aşağıda sunulmuştur.

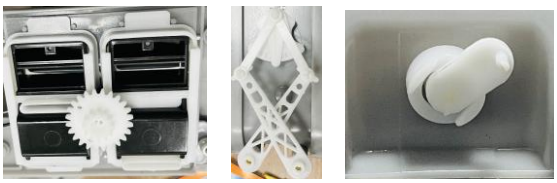
MEKANİK ÖZELLİKLERİN KARŞILAŞTIRILMASI

Akıllı Ultrasonik doğalgaz sayaçlarıyla piyasada çok kullanılan mekanik diyaframlı sayaçların mekanik özellikleri açısından incelenirse; Diyaframlı sayaçların mekanik olarak nasıl çalıştığı yukarıda detaylı olarak sunulmuştur. Diyaframlı sayacın diyaframları, yapısal olarak özel bir elastik malzemeden imal edilmektedir, ayrıca diyaframların hareketiyle gaz miktarının ölçülmesini sağlayan kollar, mekanizmalar ve dişliler plastik esaslı malzemeden imal edilmiştir.



Diyafram dişliler hareket iletim kolu

Şekil 29. Diyaframlı mekanik sayaçlarda bulunan hareketli dişili ve diyafram



Şekil 30. Dişli ve hareket iletim mekanizmaları- numaratöre iletim dişlisi

Yukarıda fotoğrafları gösterilen bu elemanların zamanla mekanik sürtünmeler ve plastik deformasyonlar nedeniyle ölçümlerde doğalgaz miktarı ölçümünde hataya (sapma) neden olacaktır. Ayrıca diyaframların hareketi, yönlendirici kanallar ve valfler nedeniyle doğalgazın sayaç girişi ile çıkışı arasında basınç kayıpları ultrasonik sayaçlara göre daha çok olacağı rahatlıkla hesaplanabilir. Sonuç olarak hem basınç kayıpları hem de mekanik sürtünmeler ve plastik deformasyonlar nedeniyle diyaframlı sayaçların doğalgaz ölçümünde kullanımının tartışılması gerekir.

BASINÇ KAYIPLARI AÇISINDAN KARŞILAŞTIRILMA

Mekanik doğalgaz sayaçlarına ait fotoğraflar incelendiğinde mekanik dişli parçalar, geçiş yolu sürtünme kayıpları, diyafram malzemesinin esnekliği gibi nedenlerden dolayı meydana gelen basınç kaybı ortalama 2 mbar seviyesinde olduğu standartlardan bilinmektedir. Bu kayıpların karşılanması için doğal gaz terfi istasyonlarına ilave yük gelmektedir. Bu nedenle terfi istasyonlarının elektrik tüketim maliyetleri yükselmektedir. Ultrasonik Doğalgaz sayacında ise sadece 3 adet mekanik sistem olduğu yukarıdaki fotoğraflarda görülmektedir. Bu nedenle herhangi bir mekanik aktarım veya sürtünmeye neden olacak bir parça yoktur. Sadece gaz akışı sırasında basınç kayıpları olarak 0,5 mbar kayıp meydana gelecektir. Diyaframlı sayaç kayıplarına göre %25 oranında basınç kaybının meydana geleceği hesaplanabilir. Sonuç olarak mekanik kayıp ve ölçüm açısından hataya neden olacak bir etkenin olmadığı, basınç kayıplarının daha düşük seviyede olduğu için ultrasonik doğalgaz sayaçların diyaframlı sayaçlara göre tercih edilmesinin daha ekonomik ve uygun olacağı kanaatine varılmıştır.

Mekanik sistemlerden oluşan doğalgaz sayaçları içindeki dişlilerin, kolların ve diyaframların zaman içinde özelliklerini kaybedecektir. Bu nedenle sayacın ilk ölçüm değeri ile 10 yıl sonraki ölçüm değerleri arasında yaşlanmaya bağlı bir hata meydana gelecektir. Bu hata daire başı yıllık 1000 m³ tüketimi olan sayaçlar üzerinde yapılan ölçümlere göre %4 ile %15 arasında sayacın bulunduğu ortama ve kullanım sıklığına bağlı değiştiği tespit edilmiştir. Akıllı ultrasonik sayaçlar üzerinde yapılan çalışmada ise 20 yıl herhangi bir kalibrasyona ihtiyaç duymadan meydana gelen ölçüm hatasının maksimum %1,5 olarak ölçülmüştür, bu değer kalibrasyonun ihtiyaç duyulmadığı ölçüm hata oranı standartlar içerisinde %0 olarak tespit edilmiştir. Bu nedenle daha az kayıpların meydana geleceği, mekanik sürtünmelerin olmadığı ultrasonik doğalgaz sayaçlarının tercih edilmesi ölçüm hatalarının azaltılması açısından önem arz etmektedir. Aşağıda mekanik ve akıllı sayaçların basınç kayıpları ve yaşlanmaya bağlı ölçüm sırasında meydana gelecek hata oranları tabloda gösterilmiştir.

Tablo 1: Akıllı ve mekanik sayaçların basınç kaybı ve yaşlanmaya bağlı hata oranları [3].

ÖZELLİK	AKILLI	MEKANİK
BASINÇ KAYBI	0,5 bar	2 mbar
SICAKLIK ÖLÇÜMÜ	Var	Yok
ÖLÇÜM ARALIĞI	0,25*Qmin	Qmin
	1,2*Qmax	Qmax
HATA ORANININ YILLARA GÖRE DEĞİŞİMİ	0	%4-%15
SINIFI	<Class 1.5	Class 1.5

ELEKTRİK/ELEKTRONİK ÖZELLİKLERİNİN KARŞILAŞTIRILMASI

Tamamen Mekanik ve elektronik bileşen içermeyen klasik diyaframlı gaz sayaçları yapısı itibarıyla herhangi bir elektronik içermediği için EMI/EMC sertifika zorunluluğu bulunmamaktadır.

Sayaçların EMI/EMC Uyumluluğu

Ultrasonik akıllı sayaçlar ise elektronik devre içerdiğinden EN 16314, EN 16314 ve IEC 61000-4

standardına tabidir. Cihaz eğer uzaktan erişimle okuma yapılıyorsa, ayrıca EN 13757 standardı ile de tam uyum içinde çalışmalıdır. Standartları karşılamaması halinde ölçüm doğruluğu, haberleşme güvenilirliği ve cihaz güvenliği etkilenmektedir.

Ultrasonik Sayaçlarda Kullanılan Piller

Diyaframlı sayaçlarda elektronik aksamın olmadığı bilinmektedir. Ultrasonik sayaçlarda ise öncelikle ultrasonik sensör, step motorlu açma kapama vanası (valf), ana kontrol kartı ve LCD ekran bulunmaktadır. Bu elektronik akşamların enerjileri iki farklı batarya ile sağlanmıştır.

Ultrasonik sensörler yardımıyla tespit edilen tüketim aralığı 7,2 m^3/h şeklindedir. Diyaframlı sayaçlarda ise bu aralık sayaç büyüklüğüne göre değişmekte ve G4 sayaçlarda maksimum ölçüm debisi 6,6 m^3/h iken G6 sayaçlarda ise 7,2 m^3/h'ye kadardır. Dikkat edilirse her iki sayacın ölçüm aralığını ESKA VALVE A.Ş. tarafından üretilen sayaç karşılamaktadır. Ayrıca Diyaframlı sayaçların ölçüm başlangıcı 0,04 m^3/h iken ultrasonik sayaçlarda 0,008 m^3/h şeklindedir. Pazarda bulunan farklı ultrasonik sayaçların bu değerinin 0,016 m^3/h şeklinde olduğu tespit edilmiştir. Bu durumda çok çok düşük tüketim değerlerini bile ultrasonik sayaç ile ölçmek mümkündür. Ayrıca ölçüm yöntemleri açısından hata oranları karşılaştırıldığında ultrasonik sayaçların ölçüm hassasiyeti %0,5'tir. Diyaframlı sayaçlarda sabit bir % hata vermek mümkün değildir. Çünkü diyaframlı sayaçlar mekanik sistemlerden meydana geldiği için kullanıma sürtünmeler ve aşınmalardan dolayı, diyaframın elastik özelliğini kaybetmesine bağlı olarak ölçüm hatası da artmaktadır [Gazbir-Gazmer, 2024, www.baskengaz.com www.sektörümdergisi.com www.agdas.com]. Standarta göre karşılaştırmalar yapılmıştır.

Ultrasonik sayaçlarda bulunan elektronik devre ve sensörler yardımıyla lcd ekranı üzerinde sadece sayacın toplam tüketim değerini değil, aynı zamanda ölçüm tarihi, ölçüm anındaki saati, gaz sıcaklığının görülmesi mümkündür. Bu sayede gaz sıcaklığının değişimi net olarak tespit edilebilir. Faturalandırmada bu sıcaklık değerleri alınarak tüketim hesaplaması yapılabilir. Aşağıda ultrasonik sayaç ekranı üzerinde okunabilen tüketim, sıcaklık, tarih ve saat bilgileri gösterilmiştir.



Tüketim ekranı Tarih ekranı

Sıcaklık ekranı Saat ekranı

Şekil 31. Akıllı sayaç bilgi ekranları

Diyaframlı sayaçlarda ise sadece mekanik dişliler yardımıyla toplam tüketim değeri görülmektedir. Bu nedenle kaç TL tüketim yaptığını hesaplamak için okuma tarihleri arasında hava sıcaklığına bağlı olarak değişen gaz yoğunluğu miktarına göre bir düzeltme faktörü hesaplamalarda kullanılır. Ancak bu faktör gün içinde değişen sıcaklığa göre değil meteorolojiden alınan günlük ortalama sıcaklıklara göre hesaplanır [www.eskavalve, www.pietro.com, www.itron.com, www.metersit.com, www.smartmeterq.com, Sazgin, 2013, www.electronics-notes.com. www.sektörümdergisi.com, www.britishgas.com, www.panasonic.com]].

Uzun pil ömrü için donanım tasarımındaki iyileştirmeler

Akıllı doğalgaz sayaçlarında uzun pil ömrü, sistemin bakım sıklığını azaltmak ve işletme maliyetlerini düşürmek açısından önemlidir. Mekanik Diyaframlı Sayaçta herhangi bir elektronik bileşen içermediğinden bu konuda avantajlıdır. Ancak Elektronik Akıllı Sayaçlarda ise tasarım aşamasında gerekli tedbirler alındığı takdirde uzun ömürlü çalışma mümkün olabilmektedir. Aşağıda bu tedbirlere ait bazı başlıklara değinilmiştir.

Ultra Düşük Güç Tüketimli Mikrodenetleyici Kullanımı: Sistem mimarisinde, uyku modları ve RTC (gerçek zaman saati) destekli zamanlayıcıları bulunan düşük güçlü mikrodenetleyiciler tercih edilmelidir. Bu sayede sayaç, yalnızca ölçüm veya veri iletimi gerektiğinde aktif hale gelmekte, diğer zamanlarda minimum enerji tüketmektedir.

Uyarlanabilir Ölçüm ve Haberleşme Sıklığı: Donanım, kullanıcı tüketim profilini analiz ederek ölçüm ve veri gönderim aralıklarını optimize edebilecek şekilde tasarlanabilir. Bu yaklaşım, sistemin gereksiz yere uyanmasını engeller ve pil ömrünü önemli ölçüde uzatır.

Düşük Güç Tüketimli İletişim Modülleri: NB-IoT veya LoRa gibi LPWAN (Low Power Wide Area Network) teknolojileri, özellikle düşük veri hızı gerektiren uygulamalarda, enerji tasarrufu sağlar. Bu modüllerle yapılan haberleşmelerde düşük çalışma akımı ve bekleme modunda neredeyse sıfıra yakın enerji tüketimi elde edilir.

Verimli Güç Yönetimi: Pil gerilimini hassas ve stabil bir şekilde yöneten LDO regülatörler ve düşük kaçak akımlı yarıiletken güç elemanları (Mosfetler vb) kullanılabilir. Kritik bileşenler yalnızca ihtiyaç duyulduğunda aktif hale gelerek sistemin toplam enerji tüketimini azaltmaktadır.

Donanımsal Zamanlayıcı ve Wake-Up Mekanizmaları: Mikrodenetleyici dışındaki bazı analog zamanlayıcılar veya RTC modülleri, sistemin yalnızca belirli zamanlarda uyanmasını sağlayarak mikrodenetleyicinin sürekli açık kalmasının önüne geçer.

Yukarıdaki donanım odaklı iyileştirmeler sayesinde, akıllı doğalgaz sayaçlarının toplam sahiplenme maliyeti aşağıya indirilebilmektedir. Böylelikle saha servis maliyetlerini ve kullanıcı müdahale ihtiyacını en aza indirmektedir.

DIŞ ORTAM ŞARTLARINA KARŞI KORUMA AÇISINDAN KARŞILAŞTIRMA

Dış etkenlere karşı korumalı olduğunu belirten "IP" kısaltması koruma sınıfı olarak iki farklı açılımı olsa da aslında her iki açılımda da aynı anlamla karşımıza çıkmaktadır. Bunlardan ilki "Giriş Koruma Kodu" anlamına gelmekte olan "Ingress Protection Code" diğer anlamı ise "Uluslararası Koruma Kodu" anlamına gelen "International Protection Code" dur. International Electrotechnical Commission (IEC) yani Uluslararası Elektroteknik Komisyonu tarafından IP IEC 60529 numaralı uluslararası standart olarak, Türkiye'de TS EN 60529 numaralı standart olarak yayınlanmıştır.

Türkiye'de doğalgaz sayaçlarının IP standardına sahip olması, mevcut mevzuat kapsamında zorunlu değildir. Ancak, Sanayi ve Teknoloji Bakanlığı'nın yayımladığı Elektrik, Su ve Gaz Sayaçları Muayene Yönetmeliği uyarınca, sayaçların belirli periyotlarla muayeneden geçmesi ve geçerli tip onayına sahip olması gerekmektedir. Bu muayeneler sırasında, sayaçların toz ve suya karşı dayanıklılığı gibi özellikler de değerlendirilebilir. Mekanik ve elektronik bileşen içermeyen klasik diyaframlı gaz sayaçları yapısı itibarıyla herhangi bir elektronik içermediği için IP65 standardı olması gibi bir zorunluğu yoktur.

Ancak Akıllı Ultrasonik sayaçların kullanılacağı ortam koşulları göz önüne alınarak tasarımlarının yapılması gereklidir. Yurt dışında kullanılan Akıllı Ultrasonik doğalgaz sayaçlarında ise olması istenen genellikle IP 65 mertebesidir. IP kodunun yanında yazan iki haneli rakam ise neye karşı koruma yapıldığını ifade etmektedir. Burada 6 rakamı toz geçirmez: "Toz girişi tam anlamıyla engellenmiştir." anlamını ifade ederken 5 rakamı ise; su jetlerine karşı koruma: "Herhangi bir yönden gelecek düşük tazyikli su cihaza zarar vermez." anlamında gelmektedir.

Akıllı ultrasonik sayaçların yapısal içeriği açısında IP65 korumasında olması hem dış etkenlere karşı koruma mertebesinin yüksek olduğunu, hem de dış etkenlerden daha etkilendiği için sayaç ömrünün artmasına neden olacaktır.

OKUMA VE FATURALANDIRMA AÇISINDAN KARŞILAŞTIRILMASI

Diyaframlı sayaçların okunması için gaz dağıtım şirketleri personel görevlendirmesi yapar, personel tarafından her sayaç teker teker okunur, bazen personelin giremediği konutlar/meskenler olur, bu sefer aylık ortalama bir tüketim değeri üzerinden hesaplama yapılır. Bazen okuması zor ulaşılamayacak yerlerde olması nedeniyle yıl boyunca okunamaz. Doğalgaz dağıtım firmalarından alınan bilgiye göre; 350.000 abonesi olan bir şehirde konutların birbirlerine çok yakın olduğu ve yürüme ile gezilebilen bir bölgede günde en fazla 500-600 konuta ait sayacın okunabildiği, ayda ortalama 8.000 aboneye gaz açma/kapama işleminin yapıldığı bilinmektedir. Bu nedenle gaz dağıtım şirketleri için sayaç okuma ve açma/kapama işlemlerini gerçekleştirmek ayrı bir maliyet kalemi olarak giderlerini etkilemektedir. Ayrıca okuma hataları, sayaca ulaşamama vs. nedenlerden dolayı ortaya çıkan kayıp okumalarda bu giderlere katkıda bulunmaktadır. Bu nedenle son yıllarda özellikle USA, İtalya, Almanya, Fransa ve Japonya gibi ülkelerde diyaframlı sayaçların yerine akıllı ultrasonik sayaç kullanımı yaygınlaşmıştır [3,18, 26].

Ultrasonik akıllı sayaçlarda bulunan GSM (data) veri iletim hatları yardımıyla herhangi bir konuttan istenilen aralıklarla tüketim değerleri çok kısa bir süre içinde elde edilebilir. Bu konuda GSM firmaları da hizmet sunmaktadır.

GÜVENLİK AÇISINDAN KARŞILAŞTIRILMASI

Diyaframlı Mekanik sayaçlara dışarıdan farklı müdahaleler yapılması mümkündür. Yapılan bu müdahaleler gaz sağlayıcı şirketler tarafından ancak sayaç okumaları sırasında veya herhangi bir ihbar neticesinde tespit edilebilir. Yapılan geçici müdahalelerin tespiti ise çok zordur. Bu nedenle Diyaframlı Mekanik sayaçların dış müdahalelere karşı korumaları yoktur.

Akıllı Ultrasonik sayaçlar ise dışarıdan yapılacak olan birçok müdahaleye ve kullanım sırasında oluşacak anormal olaylara karşı alarm sistemine sahiptir. Bu müdahale ve olaylar aşağıda maddeler halinde yazılmıştır.

- Dışarıdan manyetik veya diğer müdahale yapılırsa,
- Pil kapağının sökülmesi
- Sayaç sökülmesinde,
- Üst kapak müdahalesinde,
- Ultrasonik gaz sensörün arızalanması,
- Kapasitenin üzerinde tüketimlerinde,
- Kapasitenin çok altında gaz tüketimlerinde,
- Sayaç içindeki gaz akışı ters yönde olduğunda,
- Yüksek sıcaklık durumunda,
- Akış valfi kapalı olduğu sırada yapılan müdahalelerde,
- Dijital ekranlara yetkisiz müdahale yapılmaya çalışıldığında,

sayaç GSM şebekesi veya wifi üzerinden alarm sinyalini kontrol merkezine uyarı olarak gönderebilir. Akıllı ultrasonik sayaçların kullanılması gaz dağıtım firmalarının karşılaştığı birçok problemin oluşmasını engelleyecek şekilde yapıya sahiptir.

İlave olarak akıllı sayaçlarda ivme sensörü kullanılabilir. Bu sayede bir deprem anında doğalgaz kaynaklı meydana gelen tehlikelerin bertaraf edilmesi, mal ve can güvenliği korunmasına katkı sağlayacaktır.

ABONE GÜVENLİĞİ AÇISINDAN KARŞILAŞTIRILMASI

Diyaframlı mekanik sayaçlarda kapasitenin altında ve hızlı gaz arzı olması, kapasitenin üstünde meydan gelen

akışlar için abone güvenliğine karşı korumaları herhangi bir koruma önlemi yoktur. Sadece gaz dağıtım firmaları tarafından tesisatlarda kullanılan deprem anında acil kesme valfleri bulunmaktadır. Bu nedenle mekanik diyaframlı sayaçlar abone güvenliği açısından son derece güvensizdir.

Akıllı ultrasonik sayaçla ise kapasitenin altında akış meydana geldiğinde yani mikro kaçaklar oluştuğunda alarm kabiliyeti bulunmaktadır. Bu sayede mikro kaçakların olması halinde bile abonelerin can ve mal güvenliğini önemli ölçüde sağlanacaktır.

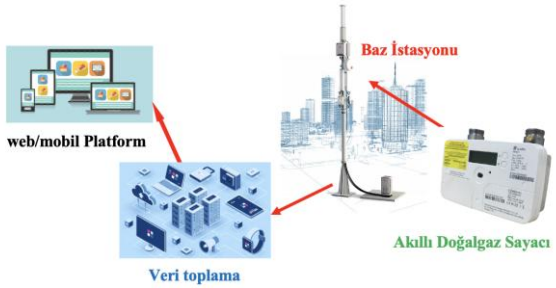
Akıllı sayaçlarda İlave olarak abone güvenliği açısından önemli bir özellikte kullanılan sensörlerden kapasitenin üzerinde hızlı gaz arzı meydana gelmesi durumunda alarm sistemi ve otomatik gaz valfi kapatma sistemi devreye girerek gaz akışını kapatması ve bu sayede abonelerin can ve mal güvenliğinin sağlanmasıdır.

İlave olarak akıllı sayaçlarda da ivme sensörü kullanılmakta ve herhangi bir deprem anında doğalgaz kaynaklı meydana gelen tehlikelerin bertaraf edilmesini, gaz akışını kapatarak mal ve can güvenliğine katkı sağlamaktadırlar.

İLETİŞİM ve VERİ TOPLAMA AÇISINDAN KARŞILAŞTIRMA

Ultrasonik akıllı gaz sayaçları için veri iletişimi, yazılım altyapısı, uzaktan izleme sistemleri ve kullanıcı eğitimi gibi çeşitli yatırımlara ihtiyaç duyulmaktadır. Akıllı sayaçların maliyetleri, teknolojinin gelişimine ve uygulama alanına göre artabilir.

Uzaktan izleme ve veri iletimi sayesinde, gaz dağıtım şirketleri, sayaçların durumunu günlük periyotlarda (konfigüre edilebilir) takip edebilir ve anormal durumlarda hızlıca müdahale edebilir. Ayrıca, veri şifreleme ve güvenlik protokolleri ile kullanıcı verileri korunur, bu da siber saldırılara karşı bir koruma katmanı oluşturur. Akıllı gaz sayaçları, bu özellikleriyle gaz kullanımını daha güvenli ve verimli hale getirir.



Şekil 32. Akıllı Doğalgaz sayaçlarının veri iletişimi

Akıllı şehirler ve akıllı şebekeler vizyonundan hareketle, doğal gaz dağıtım sektöründe kullanılabilecek NB-IoT ve GPRS haberleşme özelliğine sahip G4 Akıllı Doğal Gaz Sayacı, ürün gamındaki yerini almıştır. Bu sayede sistem, evsel abonelerin anlık gaz kullanım değerlerini görebilmeyi, kısa sürede bütün sistemdeki sayaçları okuyabilmeyi ve gerçek zamanlı olarak faturalandırmayı, uzaktan abonenin gazının açılmasını veya kesilmesini sağlayabilmek gibi birçok avantaj sunmaktadır.

Uzak nokta haberleşme teknolojileri değerlendirildiğinde, teknik açıdan GSM tabanlı güncel teknoloji NB-IoT en verimli yöntemdir.

Maliyet olarak NB-IoT ile kıyaslandığında çok daha uygun olan LoraWAN teknolojisi teknik ve yasal zorluklar barındırmaktadır. Teknik olarak çift yönlü haberleşme sağlanmak istendiğinde daha kompleks yapılar gereklidir. Bu durum haberleşme verimliliğini etkilemektedir. Yasal olarak ise LoraWAN her ne kadar 868MHZ herkese açık bandı kullanıyor olsa bile akıllı gaz sayacı ağı genel bir ağ olacağından BTK iznine tabi olduğu belirtilmektedir. Ayrıca değerlendirilmesi ve çözüme kavuşması gereken bir konudur. BTK'dan akıllı gaz sayacı projesi kapsamında genel bir izin alınması konusu değerlendirilebilir. Tüm bunlar sağlandıktan sonra LoraWAN ağlarının çalışabilmesi için ülke çapında toplayıcı (gateway) kurulumları gerekecektir. Bu konuda alan tahsisi, periyodik maliyetlerin kimler tarafından üstlenileceğinin çalışılması gerekmektedir.

Tüm bunlardan bağımsız olarak Avrupa ve Japonya'da başlayan hibrit haberleşmeli sayaç mimarileri artmaya başlamıştır. Hibrit yapı ile kastedilen çift haberleşme yöntemini içermesidir. Avrupa'da üreticiler 1. Haberleşme yöntemi olarak NB-IoT ve 2. Haberleşme yöntemi olarak LoraWAN'ı aynı sayaç içerisinde kullanmaya yönelik tasarımlar gerçekleştirmişlerdir. Hibrit yapılarda temel hedef 1. Haberleşme metodunun aktarım yapamaması durumunda 2. Yöntem ile veri aktarımını sağlamaktır. Bu durum haberleşme verimliliğini arttırmaktadır ancak maliyetleri daha da yukarı çekmektedir. Halihazırda akıllı gaz sayaçlarının maliyetleri mekanik sayaçlara kıyasla yüksek olup, hibrit yapılar ile daha da yüksek olacaktır. Bu yapıların kullanılması sayesinde akıllı ultrasonik sayaçlar abonelerin tüketim değerleri daha kolay okunur ve hızlı faturalandırılmasını yapılabilir. Bu işlemlerin hızlı yapılması doğalgaz şirketlerine finansman akışı açısından önemli derece katkı sağlar.

BAKIM/KALİBRASYON AÇISINDAN KARŞILAŞTIRMA

EPDK yönetmelikleri çerçevesinde 10 yaşına gelen sayaçların kalibrasyonunun yapılması gereklidir. Diyaframlı sayaçların bu kalibrasyon sonrasında 10 yıl daha kullanımı söz konusudur. Bu süre sonrasında yani 20 yıl sonra hurdaya ayrılması ve yenisi ile değiştirilmesi gereklidir. Buna göre diyaframlı sayaçların ekonomik ömrü en fazla 20 yıl olacaktır. Bir diyaframlı sayacın kalibrasyon maliyetinin 10 Euro olduğu bilinmektedir. Ayrıca yapılan istatistik çalışmalarına göre %5 oranında kalibrasyonu yapılamayan diyaframlı sayaçlarla karşılaşılmaktadır. Bu tip sayaçlarda hurdaya ayrılmaktadır. Türkiye'de 2024 yılı temmuz ayı itibari ile **yaklaşık 20,5 milyon** doğal gaz abonesi bulunduğu dikkate alınırsa hurdaya ayırma ve 10 yıllık döngüler

sonucunda ekonomik olarak diyaframlı sayaçların kullanımının tekrar gözden geçirilmesi gereklidir [Gazbir-Gazmer, 2024, www.sektörümdergisi.com, www.agdas.com, www.baskentgaz.com].

Ultrasonik sayaçlar eğer EPDK yönetmeliğinde 10 yıl sonra kalibrasyon şartı olmazsa 15 yıl herhangi bir kalibrasyona ihtiyaç duymadan ölçüm yapabilecek niteliktedir. 15 yıl sonra ise sadece pil değişimlerinin yapılması yeterli olacaktır. Bu nedenle çevre ve sürdürülebilirlik açısından çok daha üstün olacaktır.

PİYASA DEĞERİ AÇISINDAN KARŞILAŞTIRILMASI

Ülkemizde bulunan dağıtım şirketlerinin web sayfalarına ve sayaç satışı yapan web sistelerinde yapılan araştırmalara göre mekanik sayaçların maliyeti genellikle 25-50 $ arasında değişirken, akıllı (ultrasonik) sayaçların maliyeti 80-120 $ aralığındadır [www.hepsiburada.com, www.dogalgaztoptan.com, www.agazmarket.com, www.agdas.com, www.akmercangepagaz.com] Ancak bu maliyet farkı, uzun vadede kalibrasyon giderleri, açma/kapama giderleri, okuma giderleri, bakım ve onarım giderleri gibi operasyonel faydaları sayesinde daha ekonomik olacaktır. Uzun vadede, akıllı sayaç teknolojilerinin benimsenmesi, akıllı şehir kültürünün artmasıyla birlikte doğalgaz sektöründe maliyet etkinliğini artırarak ekonomik fayda sağlayacaktır.

Bu tip sayaçlar, temel olarak görevlerinin yerine getirmelerine rağmen mekanik olmaları nedeniyle okuma hataları ve verimlilik sorunları gibi bazı dezavantajlara sahiptir. Birçok firma tarafından bu dezavantajlar dikkate alınarak yurt içine ve yurt dışına satmak için elektronik akıllı sayaçların üretimini yapamaya başlamışlardır.

KARBON AYAK İZİ VE YEŞİL SÜRDÜRÜLEBİİLİRLİĞE ETKİLERİ AÇISINDAN KARŞILAŞTIRMA

Ultrasonik sayaçlar Mekanik Diyaframlı sayaçlar gibi hareketli mekanik parçalar içermediğinden daha az enerji tüketirler ve daha uzun ömürlüdürler. Bu özellik, üretim ve işletme sürecinde ortaya çıkan karbon ayak izini azaltır. Akıllı özellikleri sayesinde gerçek zamanlı enerji tüketimi verilerine ulaşılır ve kullanıcıların enerji tüketim alışkanlıklarını değiştirmesine olanak sağlar. Bu durum doğrudan doğalgaz tüketimini azaltarak karbon salınımını düşürür. Ultrasonik teknoloji, mekanik sayaçlara göre daha yüksek doğrulukla çalışarak, ölçüm hatalarını en aza indirir. Bu hassasiyet, gereksiz tüketimin önüne geçer ve gaz kayıplarını azaltır. Daha az doğalgaz tüketimi, fosil yakıt kullanımından kaynaklanan sera gazı emisyonlarının azalmasına yardımcı olur. Akıllı ultrasonik sayaçlar, kaçak ve anormal tüketim durumlarını anında tespit ederek hızlı müdahale imkânı sağlar. Gaz sızıntıları gibi çevresel tehditlerin erkenden önlenmesi ile karbon salınımları azaltılır. Bu sistemler sayesinde bakım operasyonları daha etkili ve önleyici şekilde planlanarak gereksiz araç kullanımı ve servis ziyaretleri azaltılır; dolayısıyla karbon ayak izi düşer. Ultrasonik sayaçların hareketli parçaları olmadığından, aşınma ve bozulma daha az yaşanır. Bu da sayaçların ömrünü uzatarak sıklıkla değiştirilme ihtiyacını azaltır. Daha az üretim yapılması, üretim süreçlerinde tüketilen enerji, su ve diğer kaynaklardan kaynaklanan çevresel yükü azaltır. Akıllı ultrasonik sayaçlar, yenilenebilir enerji sistemleri ve akıllı şehir altyapılarına kolayca entegre edilerek, genel enerji yönetimi ve sürdürülebilirlik hedeflerine ulaşılmasını destekler. Gaz tüketim verilerinin akıllı enerji şebekelerine entegrasyonu, yenilenebilir enerji kaynakları kullanımının optimize edilmesine yardımcı olur.

KULLANICI ALIŞKANLIKLARINA ETKİLERİ AÇISINDAN KARŞILAŞTIRMA

Son yıllarda ülkemizde de akıllı şehir yapılaşması yaygınlaşmaktadır. Akıllı şehirleşmeye katkı sağlayan akıllı sayaçlarda evlerde enerji tüketiminin takibine ve aynı zamanda kullanıcı alışkanlıklarına da etki ettiği görülmektedir [50]. Literatür incelendiğinde evlerde genel olarak enerji tasarrufunu sağlamak amacıyla, enerji tüketiminin takibi ve izlenmesi için pek çok farklı yöntemin hayata geçirildiği görülmüştür. Doğalgaz kullanımında oda veya dış ortam termostatları, çevresel etkiler konusunda bilinçlendirme mesajları, gaz veya elektrik tüketimi konusunda yapılan uyarı reklamları gibi birçok yöntem halen kullanılmaktadır. Ancak yapılan araştırmalarda akıllı sayaçların enerji tasarrufunu önemli ölçüde artırabildiğini, insanların enerji kullanımına ilişkin gerçek zamanlı bilgilerin, enerji tasarrufunu teşvik etmede, kullanıcıları kullanımlarının çevresel etkileri konusunda bilinçlendirmekten daha etkili olduğunu ortaya çıkarmıştır. Bu konuda yapılan literatür araştırmasına göre farklı ülkelerde akıllı sayaç kullanan pilot tüketicilere ev ekranı, web, mobil uygulama, sms vs kanallar kullanılarak anlık tüketim değerlerinin kontrolü veya bildirimi sonrasında ortalama %6 oranında enerji tasarrufu sağladığı tespit edilmiştir. Yapılan literatür araştırmasına göre; farklı ülkelerde ait bildirim yöntemi ve sağlanana enerji tasarruf oranları tablo halinde sunulmuştur. [Ipsos MORI ve Energy Saving Trust, 2017, Victor L. Chena, Magali A. Delmas at all.,2014, Ximeng Fang Lorenz Goette, at all., 2020, Hatice Şengül a, Tahsin Olgu Benli , www.samartenergy.com, www.centrica.com].

Özellikle akıllı sayaçların farklı ara yüz programlarıyla kullanıcılara enerji kullanımlarına ilişkin gerçek zamanlı veriler iletmesi kullanıcıların bu verilere göre oda yapmış olduğu aksiyonlar akıllı sayaçların enerjinin verimli kullanılmasında ve tüketicinin tasarrufa yönlendirilmesinde tek başına etkili olduğunu ortaya çıkarmıştır.

Sadece karbon ayak izi ile ilgili bilgilendirmelerin yapılmasının tüketiciler üzerinde çok etkin olmadığı görülmüştür. Bunun nedeninin soyut bilginin tek başına yeterli olmadığını, gerçekten önemli olduğunda çevresel kaygıları da aklımızın bir köşesinde tutmamız gerektiğini gösteriyor. Çalışmada gerçek zamanlı geri bildirim sağlayan akıllı sayaçlar aracılığıyla sürekli olarak

hatırlatılan bireylerin ev enerji ve su tasarrufuna yönelme olasılıklarının önemli ölçüde daha yüksek olduğunu tespit edilmiştir [Ximeng ve Goette, 2023].

Tablo: farklı ülkelerde akıllı sayaç kullanımının tasarrufa etksi

ÜLKE	ÖRNEK SAYISI	YÖNTEM	TASARRUF ORANI
ABD (Google PowerMeter)	1065 hane	iGoogle üzerinden anlık enerji takibi	%5.7
Almanya / AB	1000 kişi	Gerçek zamanlı geri bildirim + sosyal karşılaştırma	%35
İsviçre	697 hane	Gerçek zamanlı duş tüketim bildirimi	%22
ABD (UCLA)	124 apartman / 102 öğrenci	Cihaz bazlı gerçek zamanlı elektrik tüketim takibi	%11
Türkiye (Ankara)	5 hane	Mobil uygulama ile cihaz bazlı takip	% 6
Kanada (Ontario)	500 hane +	Smart meter cihazlarıyla anlık veri bildirimi	%6.5
İspanya (Sabadell)	29 hane	Efergy e2 ile bireysel tüketim bildirimi	%14.3
İngiltere (British Gas)	40.000 gaz 60.000 elektirik	Smart meter with smart devices	%4
Fransa	100 hane	TicElec field trial	%23
ABD	3600 hane	Mobil uygulama + sosyal norm karşılaştırması yoluyla su tüketiminde sağlanan tasarruf	%7 -%12

Akıllı sayaçların özellikleri sayesinde gerçek zamanlı enerji tüketimi verilerine ulaşılır ve kullanıcıların enerji tüketim alışkanlıklarını değiştirmesine olanak sağlar. Akıllı sayaçların kullanılması tüketicilerin günlük, haftalık ve aylık olarak kullandığı enerjiyi, hatta faturayı bile gösterebilecek şekilde iletişim imkanına sahiptir. Akıllı sayaç teknolojisinde sayaçlar düzenli aralıklarla online olarak okunarak otomatik olarak güvenli bir ağ üzerinden akıllı telefonlarla paylaşılabilir. Tüketici akıllı telefonları tarafından takip edilen öz tüketim değerleri veya ödenecek faturanın tutarı, tüketicinin tasarruf yapmasına veya kullanım davranışlarının değişmesine neden olacaktır. Bu sayede yapılan kullanım davranışlarındaki değişikliklerin sonucunda ne kadar tasarruf sağlayıp sağlamadığını görülebilir.

Ayrıca akıllı sayaçların kullanılmasıyla birlikte tüketicinin ne zaman ne kadar gaz tüketimi yaptığı kayıt altına alınacağı için özel ve/veya kademeli tarifelerin uygulanması da mümkün olacaktır. Özel ve/veya kademeli tarifeli aboneler üzerinde yapılan çalışmalara göre elektrik tüketiminde %13,8, pik taleplerde %11, ve farklı zamanlarda dayalı tüketimlerin analizine göre %8,9 oranında tüketimin azaldığı tespit edilmiştir. Kullanıcı alışkanlıkları açısından incelendiğinde elektrik sayaçlarına benzer şekilde akıllı ultrasonik sayaçların kullanılmasıyla birlikte özel ve/veya kademeli tarifeler sayesinde doğalgaz tüketiminde de bir tasarrufun sağlanacağı ön görülebilir.

Tablo: Özel tarifelerin tüketicinin kullanımına etkisi

ÜLKE	ÖRNEK	YÖNTEM	ORAN
Japonya (Nushima Adası)	50 hane	Dinamik elektrik tarifelerinin (dynamic pricing) bireysel elektrik tüketimi üzerindeki etkisi	Elektrik tüketimi %13,8 azalma
ABD	500 hane	zamana bağlı (time-based) elektrik tarifelerinin konut kullanıcılarının enerji tüketim davranışları üzerindeki etkisi	Pik talep azaltımı %11,
Malezya	3000 hane	dört farklı zamana dayalı elektrik tarifesi (Time-of-Use - TOU) yapısının etkilerini analiz etmektedir	%8.9 azalma

British Gaz Dağıtım Şirketi tarafından bu konuda tüketicilerine özellikle akıllı doğalgaz sayaçlarının kullanılmasının tavsiye ettiği görülmektedir. Firmanın web sayfasında yapılan açıklamalara göre; "Akıllı sayaçlar, ev içi bir ekrana sahip olduğundan ne kadar enerji kullandığınızı bir bakışta kolayca görebilir ve bu sayede tasarruf edebilirsiniz." ve "akıllı bir sayaç ve ona eşlik eden ev içi ekran, ne kadar enerji kullandığınızı takip etmenize yardımcı olabilir. Günlük, haftalık veya aylık olarak kullandığınız enerjiyi görerek, ev bütçelerinizi yönetmek için harekete geçebilirsiniz." şeklindeki açıklamaları bulunmaktadır [Ipsos, 2023]. Fransız Gaz Dağıtım Şirketi (GRDF) tarafından yapılan

Akıllı Gaz Sayaçlarının kullanımı projesi sayesinde 6 milyon sayacın takıldığı, %1,5 enerji tasarrufu sağlandığı, verilerin günlük alınmasıyla birlikte doğalgaz dağıtımında yapılan optimizasyon ile 150 milyon Avro tasarruf sağlanacağı tahmin edilmektedir [www.enerjiatlasi.com]. Bu açıklamalardan da anlaşılacağı üzere gelişmiş ülkelerde akıllı sayaçların kullanımının yaygınlaşmasını istenmektedir.

Akıllı sayaç kullanımı kullanıcılarda özellikle doğal gaz ve elektrik tüketimi konusunda daha fazla kontrol imkânı sunmakta ve bu sayede kullanıcı alışkanlıkları değişmekte ve enerji tasarruf etme eğilimlerinin artmasına neden olacaktır. British Gaz dağıtım tarafından yapılan araştırmalara göre gaz tüketiminde yıllık %3-6 oranında gaz tasarrufunun yapıldığı tespit edilmiştir [Ipos,2017]. Türkiye'de 2020-2023 yılları arasında konutlarda 17-21 milyar m³ doğal gaz olduğu ve toplam tüketimin %35'in konutlarda meydana geldiği tespit edilmiştir [53,54]. Ülkemizde yıllık gaz tüketiminin ortalama 20 milyar metreküp olduğu kabul edilirse; Akıllı Ultrasonik Sayaç kullanımının tasarrufa en düşük %3 etkisinin yaklaşık 700 milyon metreküp olacağı hesaplanabilir. Bu nedenle akıllı sayaç kullanımın genişletilmesi/yaygınlaştırılması sadece ülke ekonomisi açısından değil aynı zamanda karbon ayak izinin azaltılmasına da katkı sağlayacağı anlaşılmaktadır.

Türkiye 2020-2023 yılları arasında resmi rakamlara göre konutlarda 17-21 milyar m³ doğalgaz tüketimini gerçekleştiği ve toplam tüketimin %35'in konutlarda meydana geldiği tespit edilmiştir [58-60]. Literatürdeki araştırmalara benzer şekilde akıllı ultrasonik sayaç kullanımının sayesinde yapılacak ülkemizde meydana gelecek tasarruf hesaplanabilir. Ülkemizde yaklaşık konutlarda 20 milyon doğalgaz abonesi ve abone başına 1000 m3 ortalama yıllık doğalgaz tüketimi olduğu ve yıllık doğalgaz tüketiminin 20 milyar metreküp olduğu bilinmektedir. Yapılan çalışmalara göre ortalama % 9 tasarruf oranı alınırsa yaklaşık 1.8 milyar metreküp doğalgaz tasarrufu sağlanacaktır. Bunun tasarrufun mali değeri; 1.8 milyar metreküp doğalgazın 0,4$/m3 üzerinden yaklaşık 720 Milyon dolar olarak hesaplanabilir. Ülkemizde evsel doğalgaz abonelerde kullanılması düşünülen akıllı ultrasonik sayaç bedeli ile halen kullanılan mekanik diyaframlı sayaç bedeli arasındaki farkın 70 dolar olduğu bilinmektedir. Bu bilgilere göre basit bir hesaplama yapılırsa; 1.4 Milyar dolar akıllı ultrasonik sayaç yatırımı için gerekli olan bütçedir. Yapılacak olan yatırımın akıllı ultrasonik sayaçların kullanılmasıyla meydana gelen 720 milyon tasarrufa oranı yaklaşık 1,94 olarak hesaplanır. Bu oran aslında mekanik diyaframlı sayaçlar yerine akıllı ultrasonik sayaçların kullanılması sonucu ortaya çıkan maliyetin 1,94 yılda karşılanabileceğini ifade etmektedir.

Bu nedenle akıllı sayaç kullanımın genişletilmesi/yaygınlaştırılması, kullanıcıların tüketim alışkanlıklarının değiştirmesine, enerji tasarrufu etme eğilimlerinin artmasına, basınç kayıplarının azaltılmasına, daha doğru ve net tüketim tahminlerin yapılmasına, tüketim ülke ekonomisine, ithalatın ve abonelerin tüketiminin azalmasına, döviz ikamesine ve aynı zamanda karbon ayak izinin azaltılmasına da katkı sağlayacağı anlaşılmaktadır.

Ayrıca akıllı sayaçların kullanılmasıyla birlikte tüketicinin ne zaman ne kadar gaz tüketimi yaptığı kayıt altına alınacağı için özel ve/veya kademeli tarifelerin uygulanması da mümkün olacaktır. Özel ve/veya kademeli tarifeli aboneler üzerinde yapılan çalışmalara göre elektrik tüketiminde %13,8, pik taleplerde %11, ve farklı zamanlarda dayalı tüketimlerin analizine göre %8,9 oranında tüketimin azaldığı tespit edilmiştir. Kullanıcı alışkanlıkları açısından incelendiğinde elektrik sayaçlarına benzer şekilde akıllı ultrasonik sayaçların kullanılmasıyla birlikte özel ve/veya kademeli tarifeler sayesinde doğalgaz tüketiminde de bir tasarrufun sağlanacağı ön görülebilir.

Mekanik diyaframlı sayaçların kullanıcı alışkanlıklarına herhangi bir etkisinin olup olmadığı konusunda bir bilimsel çalışmaya rastlanmamıştır. Ancak mekanik diyaframlı sayaçlara dışarıdan özellikle kaçak kullanım için müdahale edilmesi mümkündür. Bu konuda yapılan saha araştırmalarına göre kayıp kaçak oranının yaklaşık % 0,94 m^3 oranında meydana geldiği tespit edilmiştir. Akıllı sayaçlar dışarıdan yapılan müdahalelere karşı etkin bir koruma bulunmaktadır. Bu nedenle mekanik diyaframlı sayaçlar yerine kullanılması kayıp kaçak oranında etkili bir azalmaya neden olacaktır.

DEĞERLENDİRMELER, SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Bu çalışmada gaz sektöründe kullanılan sayaç teknolojileri, mekanik diyaframlı ve akıllı ultrasonik sayaçlarının tanımı, önemi, çalışma prensipleri detaylı bir şekilde ele alınarak, mekanik diyaframlı sayaçlar ile Akıllı ultrasonik sayaçların farklı açılardan karşılaştırılması yapılmıştır.

Akıllı şehirlerde, enerji yönetimi, kaynakların etkin kullanımı ve sürdürülebilirlik ön plandadır. Mekanik diyaframlı sayaçlarda, sayaç içinde oluşan sürtünmeler nedeniyle mekanik arızalar, basınç kayıpları ve zamana bağlı yaşlanma meydana gelmektedir. Bu durum basınç kayıplarına ve gaz iletimi sırasında enerji tüketiminin artmasına dolaylı olarak da karbon salınımının artmasına neden olmaktadır. Oysa ultrasonik sayaçlar hareketli mekanik parçalar içermediğinden daha az enerji tüketirler ve daha uzun ömürlüdürler. Bu özellik, üretim ve işletme sürecinde ortaya çıkan karbon ayak izini azaltır. Akıllı özellikleri sayesinde gerçek zamanlı enerji tüketimi verilerine ulaşılır ve kullanıcıların enerji tüketim alışkanlıklarını değiştirmesine olanak sağlar. Ultrasonik sayaçların hareketli parçaları olmadığından, aşınma ve bozulma daha az yaşanır. Bu da sayaçların ömrünü uzatarak sıklıkla değiştirilme ihtiyacını azaltır. Daha az üretim yapılması, üretim süreçlerinde tüketilen enerji, su ve diğer kaynaklardan kaynaklanan çevresel

yükü azaltır. Bu durum doğrudan doğalgaz tüketimini azaltarak karbon salınımını düşürür.

Akıllı ultrasonik sayaçlarda meydana gelen basınç kaybı standartların çok çok altındadır. Mekanik diyaframlı sayaçlarda ise bu kayıp 2 mbar şeklindedir. Bu kayba göre hesaplama yapılırsa yıllık sayaç başına düşen 1 m^3 doğalgaza eşit enerji tüketimi olmaktadır. Bu enerji tüketiminin azaltılması bile BOTAŞ'ın gaz satış maliyetlerinin düşmesine neden olacak dolaylı olarak gaz tüketim abonelerinin faturalarına yansıyacaktır.

Mekanik diyaframlı sayaçlarda tüketim ve diğer veriler dağıtım şirketi personeli tarafından tespit edilmektedir. Bu nedenle her ay düzenli olarak sayaçlara gidilerek okuma işlemi sonrasında da faturalandırma işlemleri yapılmaktadır. Bu okuma işlemi abone sayısına ve ulaşım imkanlarına bağlı olarak bir aya kadar sürmektedir. Akıllı ultrasonik sayaçların kullanımı enerji tüketiminin etkin yönetimi ve izlenmesi için kritik bir araç olarak görev yapacaktır. Akıllı ultrasonik doğalgaz sayaçlarında sayaç içine yerleştirilen bir sim kartı sayesinde sayaçlara gidilmeden tüketim verilerini otomatik ve anlık olarak merkeze iletir. Fiziksel olarak sayaç okuma ihtiyacını ortadan kaldırır, işgücü ve zaman tasarrufu sağlar. Kullanıcılar anlık tüketim bilgilerine mobil veya web uygulamaları üzerinden kolayca erişebilir. Enerji tüketiminde bilinç artar ve tüketici davranışları olumlu yönde şekillenir. İlave olarak dağıtım şirketlerinin personel giderlerinin azaltılmasına katkı sağlar.

Mekanik diyaframlı sayaçlardan tüketiciye ait anlık gaz tüketim verilerini almak mümkün değildir. Akıllı ultrasonik sayaçlardan ise gaz tüketimlerine ait gerçek zamanlı verilerin elde edilmesi mümkündür. Bu sayaçların sunduğu gerçek zamanlı veri toplama ve analiz yetenekleri hem tüketiciler hem de enerji tedarikçileri için önemli avantajlar sunmaktadır. Tüketicilere de bilinçli tasarruf önlemleri konusunda uyarılar yapılabilir. Bu sayede Akıllı şehir yönetimleri ve gaz dağıtım şirketleri, tüketim verilerini analiz ederek gelecek talep tahminlerini daha iyi yapabilir. Gaz arzı ve altyapı yatırımları daha etkin planlanır. Akıllı ultrasonik sayaçlar, yenilenebilir enerji sistemleri ve akıllı şehir altyapılarına kolayca entegre edilerek, genel enerji yönetimi ve sürdürülebilirlik hedeflerine ulaşılmasını destekler. Gaz tüketim verilerinin akıllı enerji şebekelerine entegrasyonu, yenilenebilir enerji kaynakları kullanımının optimize edilmesine yardımcı olur. Bu sayede, şehir genelinde enerji tasarrufuna ve karbon ayak izinin azaltılmasına katkı sağlar.

Mekanik diyaframlı sayaçlarda; ölçme yöntemi sadece hacimsel ölçüm yapmaktadır. Yapılan hacimsel ölçüm değerleri daha sonra gaz sıcaklığına bağlı olarak değişen yoğunluk nedeniyle bir düzeltme katsayısı ile çarpılarak gerçek tüketim değerleri hesaplanmaktadır. Akıllı ultrasonik sayaçlarda ise teknoloji, mekanik sayaçlara göre daha yüksek doğrulukla çalışarak, ölçüm hataları çok çok daha düşük seviyelerde olduğu bilinmektedir. Akıllı ultrasonik sayaçlarda bulunan sıcaklık sensörleri nedeniyle gaz sıcaklığının anlık ölçümü yapılabilir. Bu ölçüm sayesinde hem gerçek gaz tüketim değeri çok daha kesin bir şekilde ölçülür. Daha hassas ölçüm nedeniyle faturalandırmada tüketim değerlerini daha doğru yansıtır. Adil, şeffaf ve hakkaniyetli bir faturalandırma sağlayarak tüketici memnuniyetini artırır.

Mekanik diyaframlı sayaçlara dışarıdan müdahale edilmesi mümkündür. Dağıtım şirketleri tarafından yapılan incelemelerde çok değişik şekillerde müdahalelerin olduğu bilinmektedir. Ayrıca mekanik diyaframlı sayaçlarda meydana gelen arızalar ve zaman içinde yaşlanma veya dış etkiler nedeniyle oluşan kaçak ve anormal gaz sızıntılarını uzaktan tespit edilmesi mümkün değildir. Sayaçların bulunduğu bölgede gaz alarmı veya doğalgazın kokulandırılmasından kaynaklı kokuya duyarlı vatandaşların sayesinde gaz sızıntıları ve kaçakları tespit edilebilir. Bu durumda acil gaz ekipleri tarafından sayaç kontrol altına alınır. Bu süreç için de gelinceye kadar gaz sızıntısı nedeniyle yangın, patlama gibi tehlikeli durumlar ortaya çıkabilir. Akıllı ultrasonik gaz sayaçları hem kullanıcıların hem de sistemin güvenliğini artıran birçok özelliğe sahiptir. Öncelikle, bu sayaçlar, anormal gaz akışlarını ve dışarıdan yapılan müdahaleleri algılayabilen sensörler ile ve donatılmıştır. Bu sayede, potansiyel tehlikeler, kaçak ve anormal tüketim durumlarını anında tespit edilerek hızlı bir şekilde tespit edilerek, gerekli önlemler alınabilir. Şüpheli tüketim ya da kaçak gaz kullanımı anlık olarak tespit edilebilir. Güvenlik riskleri azaltılır ve ekonomik kayıpların önüne geçilir. Böylece sayaç güvenliği konusunda da daha etkin bir kontrol sağlanır. Ayrıca gaz sızıntıları gibi çevresel tehditlerin erkenden önlenmesi ile karbon salınımları azaltılır. Bu sistemler sayesinde bakım operasyonları daha etkili ve önleyici şekilde planlanarak gereksiz araç kullanımı ve servis ziyaretleri azaltılır; dolayısıyla karbon ayak izi düşer.

Mekanik diyaframlı sayaçların on yılda bir kalibrasyon yapılması gereklidir. Çünkü yaşlanmadan kaynaklı %5-15 aralığında artan bir hatalı ölçüm yapar. Bu nedenle bir kalibrasyon maliyeti söz konusudur. Ayrıca bir kez kalibrasyon yapılan sayaçlar ikinci kez kalibrasyon yapılmaz ve hurdaya ayrılır. Bu nedenle mekanik diyaframlı sayaçların ekonomik ömrü maksimum 20 yıldır. Akıllı ultrasonik sayaçlarda ise on yılda bir kalibrasyon zorunluluğu yoktur. Sayaç yaşlanmaya bağlı olarak doğru okuma kabiliyetini kaybetmez çalışma ömrü boyunca aynı hassasiyette ölçüm yapar. Bu nedenle genel olarak bakım gerektirmez. Sayaç verileri sayesinde bakım gerektiren durumlar erken teşhis edilir ve müdahale hızlandırılır. Arıza kaynaklı kesintiler minimuma indirilir ve servis kalitesi artırılır.

Sayaç ilk yatırımı maliyetleri açısından incelendiğinde akıllı ultrasonik sayaçların mekanik diyaframlı sayaçlara göre yaklaşık üç katı maliyete sahip olduğu bilinmektedir. Ancak uzun vadede sayacın yıllık işletme maliyeti, kalibrasyon giderleri, okuma giderleri, basınç kayıplarının oluşturduğu okuma hataları, yaşlanmaya bağlı meydana gelen okuma hataları, aylık tüketimde hesaplama yapılırken kullanılan sıcaklık farklarının ve buna bağlı düzeltme katsayısı hesaplamalarında meydana

gelen hatalar nedeniyle bir kullanım ömrüne göre daga ekonomik oılduğu anlaşılmıştır. Yani her ne kadar ilk yatırım maliyeti yüksek olsa bile Akıllı ultrasonik sayaçların kullanılması uzun vadede daha ekonomik olacağı görülmüştür.

Akıllı ultrasonik sayaçların özellikle konutlarda kullanımından kaynaklanan fayda değeri Akıllı şehir, hakkaniyetli ölçüm, veri zenginliği, sayaç ve toplum güvenliği gibi birçok doğrudan ve dolaylı fayda sağlayacaktır. Bu nedenle yapılacak olan yenileme çalışmaları ve yeni arzların karşılanmasında Akıllı ultrasonik sayaçların kullanılması hem dağıtım şirketlerinin ve EPDK'nın yatırımı maliyetleri ekonomisi açısından hem de dolaylı faydalar nedeniyle tercih edilmesi gerekir. Ülkemizde üretilen Akıllı ultrasonik sayaçların özellikle konutlarda kullanılması ise hem döviz ikamesine hem de uzun vadeli yatırımlarda ülke ekonomisi açısından daha ekonomik olanın tercih edilmesine neden olacaktır.

Ultrasonik gaz sayaçlarının çalışma prensiplerinden başlayarak, bu sayaçlarda kullanılan sensörlerin özelliklerini, zamanla doğruluk değişimlerini, montaj koşullarını ve IoT (Nesnelerin İnterneti) kapsamında akıllı ev sistemleriyle ilişkilerini kapsamlı şekilde ele almaktadır. Ultrasonik sayaçlar, gazın yukarı ve aşağı yönlerde yayılma süresindeki farkı ölçerek debiyi hesaplar.

IoT teknolojisinin akıllı ev sistemlerinde doğalgaz güvenliği açısından nasıl kullanıldığı bu raporda değinilmiştir. Gaz kaçakları, sensörler yardımıyla tespit edilerek internet üzerinden kullanıcıya ya da müdahale ekiplerine bildirilmekte; otomatik vanalar aracılığıyla gaz akışı kesilebilmektedir. Ayrıca bu sistemler, geçmiş olay kayıtlarını tutarak hem analiz hem de güvenlik açısından katkı sağlamaktadır. Siber saldırılara karşı veri şifreleme, kimlik doğrulama, FOTA güncellemeleri ve anomali tespiti gibi çeşitli güvenlik önlemleri bu cihazlarda bulunabilmektedir. Sonuç olarak, ultrasonik sensörlü gaz sayaçları hem teknik doğruluk hem de akıllı güvenlik altyapılarıyla modern enerji yönetiminin önemli bir bileşeni haline gelmektedir.

Ülkemizde yapılan saha çalışmaları sonrasında elde edilen verilere göre sayaç başına % 0,94 m^3 oranında kayıp kaçak meydana geldiği ve yaklaşık 1,88 milyon metreküp olduğu hesaplanmıştır. Mekanik diyaframlı sayaçların emniyet açısından yeterli olmaması nedeniyle meydana gelen kayıp kaçaklar, akıllı ultrasonik sayaçların kullanılmasıyla birlikte önemli ölçüde azalacaktır.

Akıllı sayaç kullanan tüketiciler üzerinde yapılan araştırmalara göre; akıllı sayaçlarda kullanılan veri iletişim sistemleri ve akıllı telefon veya evlerde kullanılan arayüz ekranları sayesinde gelen bildirimleri dikkate alarak enerji tüketimini kontrol etmeye çalıştıkları tespit edilmiştir. Bu sayede tüketicilerin enerji tüketim alışkanlıklarını değiştirmesine ve enerji tasarruf etme eğilimlerinin artmasına neden olmuştur. Türkiye'de akıllı ultrasonik sayaçların kullanılması halinde yıllık ortalama % 9 tasarruf oranı alınırsa yaklaşık 720 milyon metreküp doğalgaz tasarrufu sağlanacağı hesaplanmıştır. Yapılan hesaplamalara göre; Akıllı ultrasonik sayaçların diğer ekonomik faydaları dikkate almadan sadece akıllı ultrasonik sayaçların kullanılmasıyla birlikte ilk yatırım maliyetlerinin 1,94 yılda karşılanabilecektir. Bu açıdan değerlendirildiğinde döviz ikamesine doğrudan katkı sağlayacaktır. Gaz tüketiminin kullanıcı tarafından kontrolü dolaylı olarak ülke ekonomisine ve karbon ayak izinin azaltılmasına da fayda sağlayacaktır.

Ülkemizdeki doğalgaz tüketiminin yaklaşık %35 konutlarda olduğu bilinmektedir. Özellikle konutlarda Akıllı Ultrasonik Sayaçların kullanılması yıllık tüketim tahminlerinin daha doğru yapılmasına doğrudan katkı sağlayacaktır, aynı zamanda yanlış tahminler sonucu geçmiş yıllarda yaşanan sanayide kullanılan gaz arzının kısıtlanması ve hukuki problemlerin meydana gelmesini engelleyecektir. Ayrıca ülkemizdeki şehirlerin gaz tüketimleri her ne kadar abone sayısına bağlı olsa bile günlük/haftalık ve aylık tüketim değerleri net olarak bilinmemektedir. Akıllı Ultrasonik Sayaçların kullanımı ile şehirler arasında gaz tüketiminin daha kolay tahmin edilmesi mümkün olacaktır. Buda aynı zamanda Doğalgaz terfi ve kompresör istasyonlarının daha dengeli gaz dağıtımı yapmasına katkı sağlayacaktır.

KAYNAKLAR

Abdulkadir Alper AKGÜNGÖR, "Doğalgaz Sayaçları ve Çalışma Prensipleri", UGETAM yayınları, İstanbul Belediyesi. 2020.

Aclara "AGM 1430-B Smart Meter Ployphase" User Manual SMETS2

AĞDAŞ ve BAŞKENTGAZ firmalarının izniyle tüketicilerine bağlanan sayaçların izlenmesi sırasında elde edilen gaz tüketim raporları bilgileri,

Enerji Piyasası Düzenleme Kurulunun 26/12/2016 tarih ve 6807 nolu kurul kararı

Eskavalve, "EUSM G4 Akkılı sayaç kataloğu"

Gazbir-Gazmer, "Akıllı Gaz Sayaç Teknolojileri ve Kullanımı", Aralık 2024.

Itron "Atreva Evsel Statik Faz Sayacı" kullanım kılavuzu.

https://en.wikipedia.org/wiki/Gas_meter

https://www.ti.com/lit/wp/slaa881/slaa881.pdf?ts=1746294781407

https://nfogm.no/wp-content/uploads/2019/02/2011-12-How-Accurate-are-Ultrasonic-Flowmeters-in-Practical-Conditions-Hogendoorn-Krohne.pdf

https://www.baysaelektronik.com/blog/icerik/termal-debimetre
https://www.uttransducer.com/sale-36822052-200khz-300khz-500khz-ultrasonic-gas-flow-sensor-transducer-for-ultrasonic-gas-meter.html

https://nfogm.no/wp-content/uploads/2019/02/2013-14-Accuracy-and-long-term-stability-of-ultrasonic-gas-meters-Jakschik-SICK-AG.pdf

https://nfogm.no/wp-content/uploads/2019/02/2010-11-When-Should-a-Gas-Ultrasonic-Flow-Meter-be-Recalibrated-Hall-Letton-Hall-Group.pdf

https://cdn.sick.com/media/docs/5/55/355/operating_instructions_flowsic600_ultrasonic_gas_flow_meter_en_im0011355.pdf

https://sensirion.com/products/catalog/SGM6300

https://www.hepsiburada.com/kale-kalip-g4-dogalgaz-sayaci

https://www.dogalgaztoptan.com/g4-sayac-federal

https://www.agazmarket.com/eca-g4-koruklu-sayac

https://www.agdas.com.tr/sayfa/fiyatlar

https://akmercangepagaz.com.tr/

https://www.aem.ro/en/contoare-de-gaz/

https://www.gassensor.com.cn/

https://www.kalekalipdgs.com/gaz-ekipmanlari

https://federal.com.tr/akilli-gaz-sayaclari

https://youtu.be/8dmzseyJY3U)

https://www.electronics-notes.com/articles/eco-green-engineering/smart-energy-meters/smart-meter-electronic-circuit-design.php

https://www.sektorumdergisi.com/akilli-sayac-nedir-ne-ise-yarar-neden-gereklidir/

https://www.britishgas.co.uk/smart-home/smart-meters

https://industry.panasonic.eu/products/energy-building/smart-meters/

https://www.sagemcom.com/it/node/570?language_content_entity=it

https://www.hdaenerji.com.tr/akilli-sayac-nedir-ne-icin-kullanilir/

http://en.chintim.com/solutions/details8.htm

https://assets.publishing.service.gov.uk/media/5a80d401ed915d74e6230ad1/Review_of_Energy_Efficiency_Advice_Best_Practice.pdf

https://www.britishgas.co.uk/energy/smart-meters.html

https://www.enerjigunlugu.net

https://www.enerjiatlasi.com

https://www.grdf.fr

Ipsos MORI ve Energy Saving Trust, "Enerji Verimliliği Tavsiyelerinin En İyi Uygulamalarının İncelenmesi" İngiltere Enerji ve İlkim Değişikliği Bakanlığı Enerji ve Endüstriyel Strateji Bölümü, 2017.

J.P. Holman, "Experimental Methods for Engineers" Mc GrawHill Co. 8.Edition, 2001.

Khan, B., Javed, A., & Syed, A. (2020). Smart Gas Metering: Technologies and Practices. Journal of Energy Management.

L.T.Blank , A.Tarquin, (çeviri: O.Torkul ve İ.H. Selvi), "Mühendislik Ekonomisinin Temelleri" Palme Yayınevi, 2018.

MeteRSit "Domusnext 2.0 G4-G6" kullanım kılavuzu.

Nassereddine, M., Rizk, J., Hellany, A., Nagrial, M., Elrafhi, A., Obeid, Z., & Hajar, K., "Electrical energy management for advance smart home systems: Introduction.", In 2016 3rd International Conference on Renewable Energies for Developing Countries (REDEC) (pp. 1-6). IEEE, July, 2016.

Oleg Sazhin, "Flow Microsensor of Thermal Type for Measurements of Gas Fluxes" 2013. Applied Mechanics and Materials Vols. 249-250 (2013) pp 118-125.

"Ölçü ve ayarlar kanunu" 21.01.1989 tarihli 20056 Resmi Gazete.

Pietro Fiorentini "SSM-U+ Smart Static Meter" Use and Maintaince Manual.

P. Shanmugam et al., "CMUT Based Air Coupled Transducers for Gas-Mixture Analysis," 2018 IEEE International Ultrasonics Symposium (IUS), Kobe, Japan, 2018, pp. 1-4, doi: 10.1109/ULTSYM.2018.8579789.

R.KÖSE ve Ü. ERTURHAN, "Doğal Gaz Dağıtım Şebekesinde Orifismetre Ölçüm Ekipmanı Tasarımlanması Ve Ölçüm Sonuçlarının Ultrasonikmetre Sayaç İle Deneysel Olarak Karşılaştırılması" Kırklareli Üniversitesi Journal of Engineering annd Science, 112-129, 2023.

Smartmeterq "UGM-G4 Ultrasonic Gas Meter" kullanım kılavuzu.

TS 5477 EN 12261 standardı

TS EN 1359 "Türk Standartları Enstitüsü Gaz sayaçları-Diyaframlı" 31.07.2017.

Türk Standartları Enstitüsü TS EN 14236 nolu Ultrasonic ev tipi gaz ölçerler standardı.

Youssef, R. et al., "Smart Metering and IoT in Energy Systems", Energy Systems Journal, 2022.

Ximeng Fang a,∗ , Lorenz Goette b ve arkadaşları, "Complementarities in behavioral interventions: Evidence from a field experiment on resource conservation ", Journal of Public Economics, Vol:228, 2023.

AKILLI ŞEHİRLERDE DOĞALGAZ SAYAÇLARININ DÖNÜŞÜMÜNÜN EKONOMİK ANALİZİ

Prof. Dr. Tahsin ENGİN*, Doç. Dr. Ünal Uysal , Doç.Dr. Yusuf YAŞA*****
*İstanbul Teknik Üniversitesi, Makina Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü, Taşkışla/İSTANBUL
tengin@itu.edu.tr
** Sakarya Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü, Esentepe, SAKARYA,
uysal@sakarya.edu.tr
***İstanbul Teknik Üniversitesi, Elektrik Elektronik Fakültesi, Elektrik Mühendisliği Bölümü, Taşkışla/İSTANBUL
yusufyasa@itu.edu.tr

Özet: Ülkemizde doğalgaz kullanımının başlamasıyla tüketimleri ölçmek için öncelikle mekanik diyaframlı sayaçlar kullanılmaya başlanmış ve halen ülkemizde yaygın bir şekilde kullanılmaktadır. Ancak mekanik diyaframlı sayaçlarda, sayaç içinde oluşan sürtünmeler nedeniyle mekanik arızalar, basınç kayıpları ve zamana bağlı yaşlanma meydana gelmektedir. Bu durum basınç kayıplarına ve gaz iletimi sırasında enerji tüketiminin artmasına dolaylı olarak da karbon salınımının artmasına neden olmaktadır. Oysa ultrasonik sayaçlar hareketli mekanik parçalar içermediğinden daha az enerji tüketirler ve daha uzun ömürlüdürler. Bu özellik, üretim ve işletme sürecinde ortaya çıkan karbon ayak izini azaltır. Son yıllarda dünyada akıllı şehirlerde enerji yönetimi, kaynakların etkin kullanımı ve sürdürülebilirlik ön plana çıkmıştır. Akıllı ultrasonik sayaçların mekanik diyaframlı sayaçlara göre ilk yatırım maliyetlerinin yüksek olduğu bilinmektedir. Bu nedenle ilk yatırım maliyetleri ve diğer etkenler dikkate alarak mekanik diyaframlı ve akıllı ultrasonik sayaçların hangisinin daha ekonomik olduğunun analiz edilmesi gereklidir. Bu çalışmada mekanik diyaframlı sayaçlarla ve akıllı ultrasonik sayaçların ilk yatırım maliyeti ve diğer ekonomik etkenler belirlenerek Bugünkü Değer (BD), Gelecekteki Değer (DG) ve Fayda/Maliyet (F/M) oranı yöntemleri ile ekonomik analizi yapılmıştır. Sonuç olarak Akıllı ultrasonik sayaçların daha ilk yatırım maliyetleri yüksek olmasına rağmen bir yaşam ömür döngüsüne göre yapılan hesaplamalarda daha ekonomik olduğu tespit edilmiştir.
Anahtar Kelimler: Akıllı şehir, Mekanik diyaframlı sayaç, Akıllı ultrasonik sayaç, ekonomik analiz.

ECONOMIC ANALYSIS OF TRANSFORMATION OF NATURAL GAS METERS IN SMART CITIES

Abstract: With the start of natural gas use in our country, mechanical diaphragm meters were first used to measure consumption and are still widely used in our country. However, mechanical diaphragm meters experience mechanical failures, pressure losses and aging due to friction inside the meter. However, mechanical failures, pressure losses and time-dependent aging occur in mechanical diaphragm meters due to friction inside the meter. This situation causes pressure losses and increased energy consumption during gas transmission, and indirectly increases carbon emissions. However, since ultrasonic meters do not contain moving mechanical parts, they consume less energy and have a longer life. This feature reduces the carbon footprint that occurs during the production and operation process. In recent years, energy management, efficient use of resources and sustainability have come to the fore in smart cities around the world. It is known that the initial investment costs of smart ultrasonic meters are higher than mechanical diaphragm meters. Therefore, it is necessary to analyze which of the mechanical diaphragm and smart ultrasonic meters is more economical, taking into account the initial investment costs and other factors. This study aims to compare the two meter types by examining initial investment, operational costs, and economic performance over their lifecycle. The evaluation is based on present value (PV), future value (FV), and benefit/cost ratio (BCR) methodologies. Findings indicate that, despite their higher upfront costs, smart ultrasonic meters are economically more viable in the long term due to lower operational expenses and longer lifespan.
Keywords: Smart city, Mechanical diaphragm meter, Smart ultrasonic meter, economic analysis.

DOĞALGAZ DEBİ ÖLÇÜM YÖNTEMLERİ

Ülkemizde ve dünyada gaz sayaçları, gaz tüketimini doğru bir şekilde ölçmek için farklı ölçüm yöntemleri ve teknolojiler kullanılarak üretilmektedir. Genel olarak doğalgaz sayaçlarını ölçüm kabiliyetlerine göre Mekanik, Elektronik ve Akıllı olarak üç ana gruba ayırmak mümkündür. Ülkemizde ve dünyada enerji kaynaklarının en önemlisi doğalgazdır. Doğalgaz yandığında CO_2 ve H_2O ortaya çıkması sonucunda

doğaya en az zarar veren fosil yakıttır. Yaklaşık otuz yılı aşkın süredir ülkemizde doğalgaz kullanımı mevcuttur. Doğalgaz satışı yapan firmalar için en önemli veri, evsel ve sanayi tüketiminin bedelini doğru bir şekilde elde etmek ve faturalandırmaktır (Akgüngör, 2020).

Günümüzde fizik kuralları çerçevesinde gaz tüketimi (debileri) farklı yöntemlerle yapılmaktadır. Bu amaçla kullanılan gaz debisi ölçme sistemleri genel olarak Diyaframlı, Dönel (Rotary), Türbin, Orifis, Coriolis, Termal ve Ultrasonik yöntem olarak adlandırılır [Holman, 2001, Gazbir-Gazmer, 2024].
ki satır boşluk bırakılarak birinci sutuna yazılır.

Doğalgaz tesisatlarında en çok kullanılan sayaçlar diyaframlı, rotary ve türbin tip sayaçlardır. Rotary ve türbin tip sayaçlar endüstriyel tesislerde ve büyük tüketimli merkezi ısıtma tesislerinde kullanılmaktadır. Konutlarda ve küçük ticari tesislerde diyaframlı sayaçlar kullanılmaktadır. EPDK Müşteri Hizmetleri Yönetmeliğine göre konut ve ticari tesisatlara ait gaz sayaçları gaz dağıtım şirketleri tarafından müşterilerine verilmektedir.

MEKANİK DİYAFRAMLI VE AKILLI ULTRASONİK SAYAÇLAR

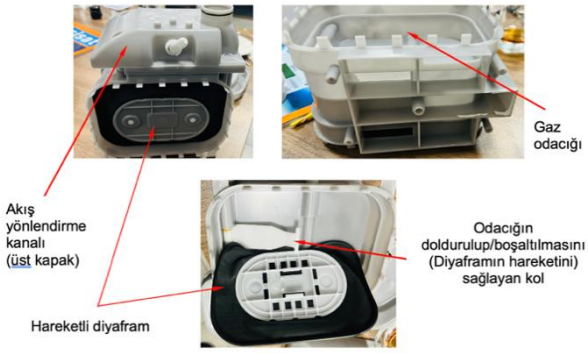
Ülkemizde kullanılan diyaframlı sayaçlar ve ultrasonik sayaçların mekanik, elektrik/elektronik, bakım (kalibrasyon) süreleri, maliyetleri, ölçüm yöntemi, doğruluğu, avantajları, kullanımı ve ekonomikliğinin karşılaştırılması maddeler halinde aşağıda sunulmuştur.

Mekanik Diyaframlı Sayaçların Yapısal (Mekanik) Sistemleri:

Doğalgaz ölçümünde en çok kullanılan yöntem diyaframlı odacıkların olduğu ölçüm yöntemidir. Bu tip sayaçlara diyaframlı sayaçlar adı verilir. Bunlar neredeyse tüm konut ve küçük ticari tesislerde görülen en yaygın gaz sayacı türüdür. İki hareketli diyaframlı, iki kayar valfli (çekmece mekanizmalı) ve bir numaratörlü kuru sayaçlar İngiltere'de 1844 yılında Thomas Glover tarafından icat edilip patenti alınmıştır. Bugün ülkemizde kullanılan diyaframlı sayaçlar dört odacıklı tasarıma sahiptir. Farklı ebatlara sahip sayaçlar maksimum ve minimum akış miktarına sahiptir. Diyaframlı sayaçlar geniş ölçüm aralığında ölçüm yapmaktadır. Tüm pozitif yer değiştirmeli sayaçlar gibi diyaframlı sayaçlar da sırayla dolan ve boşalan ve hacmi bilinen odacıklara sahiptir. Bu sayaçların üç temel parçası ölçüm odacıkları, odacıklara gaz girişini ve çıkışını sağlayan bir valf mekanizması ve numaratör mekanizmasıdır [Gazbir-Gazmer, 2024., TSEN, 2017.].



Şekil 1. Doğalgaz sayacı dış gövde ve numaratörün önden görünüşü



Şekil 2. Ana gövde ve hareketli odacıklar ve diyafram



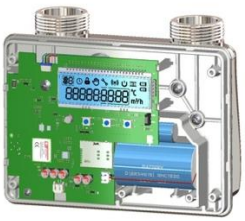
Şekil 3. Ana gövde ve hareketli odacıklar ve diyafram

Akıllı Ultrasonık Sayaçların Yapısal (Mekanik) Sistemleri:

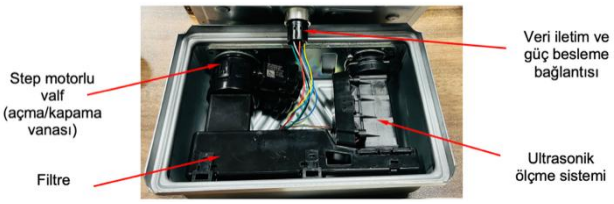
Ultrasonik sayaçlar yapısal olarak bir ultrasonik sensör sayesinde gaz ölçümünü yapar. Ultrasonik sayaçlar, gazın akış hızını ultrasonik dalgalar kullanarak ölçer. Sayaç içerisindeki ölçüm kanalı üzerinde bulunan ultrasonik vericiler tarafından gönderilen ses dalgaları kanal içinden geçen gazın debisine bağlı olarak alıcılar tarafından algılanır. Ses dalgasının hızında meydana gelen değişim geçen gazın hacmini belirlemek için kullanılır. Ultrasonik sayacın içinde bulunan tüm elemanlar aşağıda detaylı olarak gösterilmiştir. Buradaki elemanların detay fotoğrafları ve sayaç içindeki çalışma fonksiyonları aşağıda açıklanmıştır [Eskavalve,2024].



Şekil 4. Akıllı sayaçlar



Şekil 5. Akıllı sayaç üst gövde ve elektronik kartı



Şekil 6. Alt gövde ve elemanları

SAYAÇLARIN EKONOMİK ANALİZİ

Yukarıda yapılan açıklamalar Mühendislik ekonomisi ders notlarından alınmıştır. Bu yapılan değerlendirme örnek olarak verilmiştir. Bu değerlendirme yönteminin haricinde GD (Gelecekteki Değer Analizi), YD (Yıllık Değer Analizi), GDO (Geri Dönüş Oranı), F/M (Fayda Maliyet Analizi), Ekonomik Hizmet Ömrü gibi birçok analiz yöntemleri vardır. Bu yöntemlerin isimleri birbirinden farklı olsa da temel olarak benzer nitelikte yaklaşımda bulunulmaktadır

BUGÜNKÜ DEĞER YÖNTEMİNE GÖRE SAYAÇLARI EKONOMİK ANALİZİ

Yukarıda verilen örneğe benzer şekilde mekanik sayaçlar ile akıllı ultrasonik sayaçlar için ekonomik açıdan karşılaştırma yapılabilir. Bu hesaplamalarda Enerji Piyasası Denetleme Kurumu (EPDK) sayaç ömrü 14 yıl ve yapılan istatistiklere göre bir abonenin yıllık ortalama gaz tüketimi 1000 m^3 olarak alınacak ve mekanik ve akıllı ultrasonik sayaçların ilk yatırım maliyeti ve yıllık işletme giderleri belirlenerek ekonomik analizi yapılacaktır.

İlk Yatırım Maliyeti:
Mekanik diyaframlı sayaçların maliyeti genellikle 25-50 USD arasında olduğu, ortalama değeri 37,5 USD olarak alınabilir [www.agdas.com., www.hepsiburada.com., www.doğalgaztoptan.com., www.agazmarket.com.]
Akıllı ultrasonik sayaçların maliyeti 80-120 USD aralığında olduğu, ortalama değeri 100 USD olarak alınabilir. [www.agdas.com., www.hepsiburada.com., www.doğalgaztoptan.com., www.agazmarket.com.]

Yıllık İşletme Giderleri :
Yıllık işletme giderleri; bir firmada üretim esnasında yapılan giderler olarak tanımlanır. Bu nedenle işletme faaliyet türüne ve şeklinde bağlı olarak değişkenlik gösterir. Mekanik Diyaframlı ve Akıllı Ultrasonik sayaçların tipleri nedeniyle işletme esnasında farklı maliyet kalemleri meydana gelmektedir. Bu maliyet kalemlerini arasında kalibrasyon maliyeti, personel giderleri, basınç kayıplarından kaynaklanan giderler, sıcaklık farkından oluşan giderler, açma/kapama giderleri, fatura itirazında yapılan giderler ve yazılım ve yönetim giderleri gibi başlıklar altına toplanabilir. Tespit edilen maliyet kalemlerinin kabul edilen ömür ve ortalama tüketim değerine göre bir sayaç başına düşen yıllık gideri tek tek tespiti aşağıda maddeler halinde yapılmıştır.

Kalibrasyon ve Bakım Giderleri
Mekanik Diyaframlı sayaç 10 yıl kullanımdan sonra kalibrasyonunun yapılması gereklidir. Bu kalibrasyon sonrasında 10 yıl daha kullanımı söz konusudur. Bu süre sonrasında yani 20 yıl sonra hurdaya ayrılması ve yenisi ile değiştirilmesi gereklidir. Buna göre mekanik diyaframlı sayaçların ekonomik ömrü en fazla 20 yıl olacaktır. EPDK tarafından belirlenen sayaç ömrü 14 yıl içinde mekanik diyaframlı sayaçlar en az bir kez kalibrasyon ihtiyacı olacaktır. Bir mekanik diyaframlı sayacın kalibrasyon maliyetinin 14 € şeklindedir. USD cinsinden 15,66 $ kalibrasyon maliyeti olarak alınabilir.
Akıllı ultrasonik sayaçların ise 15 yıl sonra kullanılmaya devam edilmesi durumunda sadece 5€ pil giderleri vardır. Bu nedenle bir ömür boyunca herhangi bir bakım gideri yok kabul edilebilir.

Personel Giderleri
Mekanik diyaframlı sayaçlarda personel giderlerini sayaçların faturalandırılması için gerekli olan gidip/gelme sayaç okuma giderleri ve abonenin ödeme yapmaması veya arıza, kaçak ve fatura itirazı gibi durumlarda sayaç açma/kapama işlemleri için gidip/gelme mühürleme bedelleri şeklinde üç grupta toplayabiliriz.

Okuma Giderleri:
Ülkemizde yaygın olarak mekanik diyaframlı sayaçlar kullanılmaktadır. Bu nedenle doğalgaz dağıtım firmalarından alınan bilgiye göre; 350.000 abonesi olan bir şehirde konutların birbirlerine çok yakın olduğu ve yürüme ile gezilebilen bir bölgede günde en fazla 500-600 konuta ait mekanik sayacın okunabildiği, 60 personele tüm sayaçların okunabildiği, ayda ortalama 8.000 aboneye gaz açma/kapama işleminin yapıldığı, Bir personel aylık maliyetinin Mart 2025 yılı itibarıyla 50.000,00 TL olduğu, ayrıca konutlara personelin gidebilmesi için araç kira bedeli ve yakıt giderlerinin olduğu dikkate alınarak yapılan hesaplamalara göre bir mekanik diyaframlı sayaç için Mart 2025 USD itibarıyla mekanik diyaframlı 4,00 € olarak hesaplanır. Bu değer USD cinsinden 4,35 $ okuma maliyeti olarak alınabilir.

Akıllı ultrasonik sayaçta ise böyle bir gider olmayacaktır. Bunun yerine iletişim için SİM kart gideri ve kontrol merkezi giderleri olacaktır. Aynı şartlar için okuma ve açma/kapa işlemleri için çalıştırılması gereken personel sayısının en fazla 5 kişi olması yeterli olacaktır. Buna ilave olarak sim kart ve veri iletişim bedeli ilave maliyet olarak alınabilir. Bu bilgilere göre bir akıllı ultrasonik sayacın yıllık okuma maliyeti 2€ olarak hesaplanmıştır. USD cinsinden 2,18 $ olarak alınabilir.

Açma/Kapama Giderleri:
Abonelerin fatura ödemelerini yapmamaları, yeni abonelere gaz arzı, sayaçların arızalanması, mühürlenmesi gibi nedenlerden dolayı personelin Mekanik Diyaframlı sayaca gidip/gelmesi gerekecektir. Yapılan araştırmalara göre ortalama her abone için 14 yılda 3 kez gidip/gelme işleminin yapıldığı maliyetinin faaliyetlerin 15 € olarak hesaplanmıştır. Buna göre 4,5 - 5 yıl da bir 5 €, USD cinsinden 5,45 $ olarak alınabilir.

Akıllık ultrasonik sayaçlarda açma/kapama işlemler uzaktan yapılabilmektedir. Bu nedenle bu işlemler bir maliyet oluşturmayacaktır. Ancak benzer şekilde gaz arzı işlemi, sayaçların arızalanması gibi nedenlerden dolayı gidip/gelme işlemi yapılacaktır. Bu durumlar dikkate alındığında yapılacak çalışmaların maliyetinin 2 € olarak hesaplanmıştır. USD cinsinden 2,18 $ olarak alınabilir.

İletişim ve Yazılım Giderleri:
Mekanik diyaframlı sayaçlarda herhangi bir iletişim olmadığı için iletişim ve yazılım giderleri olmayacaktır.

Akıllı Ultrasonik sayaçlarda ise sim kartı ile verilerin alınması için GSM şirketlerine yapılacak düzenli bir ödeme, sayaçların yönetimi için personel, bilgisayar, yazılım ve server gider maliyetleri olacaktır. Yapılan hesaplamalara göre bu giderler toplamı sayaç başına yıllık 1 € olarak hesaplanmıştır. USD cinsinden 1,14 $ olarak alınabilir.

Basınç Kayıplarının Meydana Getirdiği İşletme Giderleri:
Mekanik diyaframlı sayaçlarda yapısal olarak nedenlerden dolayı meydana gelen basınç kaybı ortalama 2 mbar seviyesindedir. Ultrasonik sayaçlarda ise basınç kaybı 0,5 mbar dır. Bu kayıpların karşılanması için doğal gaz terfi istasyonlarına ilave yük getirmekte ve terfi istasyonlarının elektrik tüketim maliyetleri yükselmektedir. Bu nedenle bir sayaç ömrü 14 yıl boyunca Mekanik diyaframlı sayaçların fazladan tükettiği enerji miktarı 14 m^3 doğalgaza eşittir. [www.federal.com.tr. TS 5477 EN 12261, TS EN 14236, Ağdaş, Başkentgaz., www.kalekalipdsg.com.tr.) Bu bilgilere göre yıllık 1 m^3 doğalgaz tüketimi karşılığı maliyeti 4 € olarak hesaplanmıştır. USD cinsinden 4,35 $ olarak alınabilir.

Ultrasonik Doğalgaz sayacında ise sadece 3 adet önemli bölümden meydana geldiği görülmektedir. Bu nedenle herhangi bir mekanik aktarım veya sürtünmeye neden olacak bir parça yoktur. EN14236 standartına göre class 1.5 tipli sayaçta sadece gaz akışı sırasında filtreden ve kanallardan geçişte 0,5 mbar veya altında basınç kaybı olması gereklidir [Eskavalve,2024, Sazhin 2013, www.sektörümdergisi.com., www.panasonic.com., www.aem.ro., www.kalekalipdsg.com.tr]. Mekanik diyaframlı sayaçların fazla tüketimi yukarıda hesaplanmıştır. Akıllı ultrasonik sayaçların basınç kayıpları dikkate alınacak nitelikte olmadığı için hesaplamalarda hesaplamalara dahil edilmemelidir.

Yaşlanmaya bağlı eksik okuma giderleri:
Ayrıca yaşlanmaya bağlı ölçüm hataları nedeniyle gaz satışında gelir kayıpları meydana gelecektir. Mekanik Diyaframlı sayaçların yapısından kaynaklanan dişlilerin, kolların ve diyaframların zaman içinde özelliklerini kaybedecektir. Bu nedenle sayacın ilk ölçüm değeri ile 10 yıl sonraki ölçüm değerleri arasında yaşlanmaya bağlı bir hata meydana gelecektir. Bu hata daire başı yıllık 1000 m^3 tüketimi olan sayaçlar üzerinde yapılan ölçümlere göre %4 ile %15 arasında sayacın bulunduğu ortama ve kullanım sıklığına bağlı olarak yaşlanma süresince arttığı tespit edilmiştir [Akgüngör,2020., Gazbir-Gazmer, 2024, Federal Elektrik 2024., Köse ve Erturan, 2023., AGDAŞ ve BAŞKENT GAZ,2024.,Kalekalıp,2024.]. Yapılan hesaplamalara göre 10 yılda toplam yaklaşık 425 m^3 eksik ölçüm yapacağı tespit edilmiştir. Bu bilgilere göre yaşlanmaya bağlı olarak her yıl artan bir oranda eksik ölçüm yapacağı kabul edilerek yıllık eksik ölçme artış oranının ilk 10 yıl için 1,67 € olarak hesaplanmıştır. USD cinsinden 1,90 $ olarak alınabilir. Sayacın kalibre edilip ikinci kez kullanılması durumunda on yıl kullanılan sistemin diyafram ve dişlilerindeki deformasyonlar nedeniyle yaşlanmaya bağlı ölçüm hatalarının daha hızlı artacaktır. Bir sayaç ömrü içinde kalan 4 yıl için bu durum dikkate alınmamış ve benzer yaşlanma oranları dikkate alınarak hesaplama yapılmıştır.

Akıllı ultrasonik sayaçlar üzerinde yapılan çalışmada ise 20 yıl herhangi bir kalibrasyona ihtiyaç duymadan meydana gelen ölçüm hatasının maksimum %1,5 olarak ölçülmüştür [https://www.electronics-notes.com, http://en.chintim.com., EPDK., TS EN 14236., https://akmercangepagaz.com.tr., Ölçü ayar kanunu, 2016., www.kalekalipdsg.com) Bu değer kalibrasyonun ihtiyaç duyulmadığı ölçüm hata oranı standartlar içerisinde %0 olarak tespit edilmiştir. Bu nedenle herhangi bir eksik okuma maliyeti oluşturmayacaktır.

Sıcaklık Farkından Dolayı Meydana Gelen Ölçüm Giderleri:
Doğalgazın yoğunluğu sıcaklıkla değişmektedir. Bu nedenle faturalandırma işlemlerinde tüketim değerleri hesaplanırken bir düzeltme faktör kullanılarak gerçek tüketim değerleri hesaplanmaktadır. Bu değerleri hesaplarken meteorolojik sıcaklık değerleri esas alınmaktadır. Aylık ortalama sıcaklık değerlerine göre bir gaz yoğunluk değerine göre düzeltme katsayısı değeri tespit edilerek faturalandırmada kullanılır. Ancak ay içinde hatta gün içinde bile sıcaklık değerleri değişmektedir. Ayrıca bölgesel farklılıklar nedeniyle sıcaklık şehrin kuzey ve güneyinde doğu ve batısında da değişiklik göstermektedir. İstanbul genelinin düşünürsek bu değerlerin ne kadar farklı olabileceğini tahmin etmek güç değildir. Bu nedenle yapılan fatura hesaplamalarında kesin doğruluk yoktur. 525 adet akıllı ultrasonik sayacın kullanıldığı bir bölgedeki meteorolojik verilerden elde edilen düzeltme katsayısı ile sayaçtan alınan sıcaklık değerlerine göre hesaplanan düzeltme katsayısının farkından dolayı yılda toplam 2,5 € eksik ödeme tahsil edildiği tespit edilmiştir [Gazbir-Gazmer,2024., Ağdaş, Başkentgaz.]. USD cinsinden 2,72 $ olarak alınabilir.

Akıllı ultrasonik sayaçlarda bulunan sıcaklık sensörü nedeniyle sıcaklık değerleri veri toplama sistemi üzerinden alınacağı için bu tip sıcaklık değişimlerinin etkileri neticesinde hesaplanan düzeltme katsayısı daha doğru bir şekilde belirlenecektir. Bu durumda gerçek tüketim değerlerine göre fatura oluşturulacak ve tahsili yapılacaktır. Ne gaz dağıtım şirketi ne de abonenin bu konuda bir kuşkusu kalmayacaktır.

Hurda Değeri

Mekanik diyaframlı sayaçların iç kısmı plastik esaslı olduğu için hurda değeri olmayacaktır sadece dış metal kısmının hurda değeri olacaktır. 2025 yılı hurda demir fiyatlarına göre 1 kg demirin yaklaşık 10 TL olduğu tespit edilmiştir. Buna göre sayacın ağırlığı yaklaşık 2 kg olarak alınırsa 20 TL olacaktır. USD cinsinden 0,54 USD olarak hesaplanır.

Akıllı ultrasonik sayacın boyut olarak küçük olması nedeniyle benzer şekilde 10 TL olarak alınabilir. USD cinsinden 0,27 TL olarak hesaplanır.

Minimum Cazip Faiz Oranı:

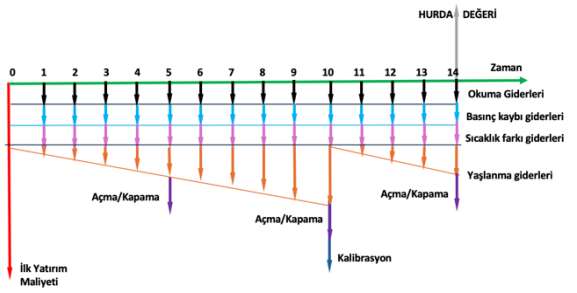
Ülkemizde devlet tarafından uygulanan resmi faiz oranı Haziran 2024 tarihinden itibaren yıllık TL için %24 olarak belirlenmiştir. Ancak hesaplamalar dolar ($) para birimi cinsinden olduğu için faiz oranının dolar para birimine uygulanan faiz oranları bankalara ait web sayfalarından tespit edilmiştir. Yapılan araştırmalara göre dolar para biriminden vadeli mevduatlara ortalama %4 oranında faiz uygulandığı tespit edilmiştir. Bu nedenle hesaplamalarda Minimum Cazip Faiz Oranı (MCFO) olarak %4 faiz alınmıştır. 21.01.1989-20056 Resmi Gazetede yayınlanan ölçüler ve ayar kanuna göre EPDK tarafından 6807 nolu kararda belirlenen sayaç ömrü 14 yıldır. Hesaplamalarda Mekanik Diyaframlı ve Akıllı Ultrasonik Sayacın ömrü 14 yıl alınmıştır. Piyasa şartlarında belirlenen faiz oranına ve EPDK'nın bir ömrüne ömür döngüsünde meydana gelen giderler dikkate alınarak hesaplama yapılmıştır.

Tablo 1. Sayaçlar ait bir ömür ilk yatırım maliyeti ve giderler.

AÇIKLAMALAR	MEKANİK DİYAFRAMLI	AKILLI ULTRASONİK
İlk Yatırım Maliyet (İYM), $	**$37,50**	**$100,00**
Personel Giderleri		
Okuma Giderleri ($/yıl)	**$4,35**	**$0,52**
İletişim Giderleri ($/yıl)	**---**	**$1,14**
Açma/Kapama- Ariza ($/5. yıl	**$5,45**	**$2,18**
Açma/Kapama- Ariza ($/10. yıl	**$5,45**	**$2,18**
Açma/Kapama- Ariza ($/14. yıl	**$5,45**	**$2,18**
Basınç Kaybı ($/yıl)	**$4,35**	**---**
Sıcaklık farkı ($/yıl)	**$2,72**	**---**
Yaşlanma ($/yıl) 1-10 yıllar arasında	**$1,90**	**---**
Yaşlanma ($/yıl) 10-14 yıllar arasında	**$1,90**	**---**
Kalibrasyon ve Bakım (($/10 yıl)	**$15,66**	**---**
Hurda Değeri, (($/14 yıl)	**$0,54**	**$0,27**
Ömür (yıl)	**14**	**14**

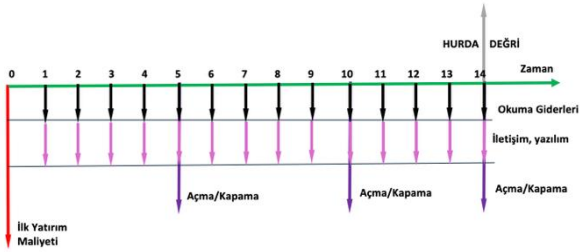
Yukarıda tespit edilen değerlere göre, mekanik diyaframlı ve akıllı ultrasonik sayaçların maliyet ve giderlerine ait değerler tablo halinde yukarıda sunulmuştur.

Mekanik diyaframlı sayaçların bir ömür için nakit akış tablosu aşağıda sunulmuştur.



Şekil 7. Mekanik diyaframlı sayaç nakit akışı şeması

Mekanik Diyaframlı Doğalgaz sayacı nakit akış şeması (1 kalibrasyon 10 yıl) Akıllı ultrasonik sayaçların bir ömür için nakit akış tablosu aşağıda sunulmuştur.



Şekil 8. Akıllı Ultrasonik Doğalgaz sayacı nakit akış şeması

Hesaplamalarda kullanılacak olan faiz tablosu değerleri; %4 faiz oranı için 5, 10 ve 14 yıl için F/A, A/P, P/G vs aşağıda sunulan tabloda ve bu değerlerle yapılan hesaplanmalar aşağıda sunulmuştur.

Tablo 2. :% 4 faiz için faktör tablosu:

Bileşik Faiz değerleri								
	Tek Ödeme		Eşit Seri				Aritmetik	
Zaman	F/P	P/F	F/A	P/A	A/F	A/P	P/G	A/G
1	1,040	0,962	1,000	0,962	1,000	1,040	0,000	0,000
2	1,082	0,925	2,040	1,886	0,490	0,530	0,925	0,490
3	1,125	0,889	3,122	2,775	0,320	0,360	2,703	0,974
4	1,170	0,855	4,247	3,630	0,236	0,276	5,267	1,451
5	1,217	0,822	5,416	4,452	0,185	0,225	8,555	1,922
6	1,265	0,790	6,633	5,242	0,151	0,191	12,506	2,386
7	1,316	0,760	7,898	6,002	0,127	0,167	17,066	2,843
8	1,369	0,731	9,214	6,733	0,109	0,149	22,181	3,294
9	1,423	0,703	10,583	7,435	0,095	0,135	27,801	3,739
10	1,480	0,676	12,006	8,111	0,083	0,123	33,881	4,177
11	1,540	0,650	13,486	8,761	0,074	0,114	40,377	4,609
12	1,601	0,625	15,026	9,385	0,067	0,107	47,248	5,034
13	1,665	0,601	16,627	9,986	0,060	0,100	54,455	5,453
14	1,732	0,578	18,292	10,563	0,055	0,095	61,962	5,866
15	1,801	0,555	20,024	11,118	0,050	0,090	69,736	6,272

Tablo 3: Bu günkü değer hesaplama tablosu

AÇIKLAMALAR	MEKANİK DİYAFRAMLI SAYAÇLAR	Faiz Çarpanı	Tutarı ($) (BD)	AKILLI ULTRASONİK SAYAÇLAR	Faiz Çarpanı	Tutarı ($) (BD)
İlk Yatırım Maliyet (İYM), $	37,5	1	-$37,50	100	1	-$100,00
Personel Giderleri						
Okuma Giderleri ($/yıl)	4,35	10,563	-$45,95	0,52	10,563	-$5,49
İletişim Giderleri ($/yıl)	---	---		1,14	10,563	-$12,04
Açma/Kapama- Ariza ($/5. yıl	5,45	0,822	-$4,48	2,18	0,822	-$1,79
Açma/Kapama- Ariza ($/10. yıl	5,45	0,676	-$3,68	2,18	0,676	-$1,47
Açma/Kapama- Ariza ($/14. yıl	5,45	0,578	-$3,15	2,18	0,578	-$1,26
Basınç Kaybı ($/yıl)	4,35	10,563	-$45,95	---	---	
Sıcaklık farkı ($/yıl)	2,72	10,563	-$28,73	---	---	
Yaşlanma ($/yıl) 1-10 yıllar arasında	1,90	33,881	-$64,37	---	---	
Yaşlanma ($/yıl) 10-14 yıllar arasında	1,90	5,267	-$10,01			
Kalibrasyon ve Bakım (($/10 yıl)	15,66	0,676	-$10,58	---	---	
Hurda Değeri, (($/14 yıl)	0,54	0,578	$0,31	0,27	0,578	$0,16
	BUGÜNKÜ DEĞERİ		-$254,09	BUGÜNKÜ DEĞERİ		-$121,90
	GELECEKTEKİ DEĞERİ		-$440,01	GELECEKTEKİ DEĞERİ		-$211,10

Mekanik Diyaframlı Sayacın Bugünkü Değeri;
Yapılan hesaplamalarda; BD: Bugünkü değer, İYM: İlk Yatırım Maliyeti, OG: Okuma Giderleri, AK5,10,14: Açma/Kapama -Arıza Giderleri, BK: Basınç Kaybı Giderleri, SF: Sıcaklık Farkı Giderleri, YG: Yaşlanma Giderleri, KG: Kalibrasyon Giderleri ve HD: Hurda Değeri olarak sembolize edilmiştir. [Torkul ve Selvi, 2018]

$$BD(A) = -(\dot{I}YM) - OG * (P/A; \%10; 14) - AK5 * (P/A; \%10; 5) - AK10 * (P/A; \%10; 10) - AK14 * (P/A; \%10; 14) - BK * (P/F; \%10; 14) - SF * (P/F; \%10; 14) - YG * (P/G; \%10; 10) - YG * (P/G; \%10; 4) - KG * (P/F; \%10; 14) + HD * (P/F; \%10; 14)$$

$$BD(A) - (37,5) - 4,35 * (10,563) - 5,45 * (0,822) - 5,45 * (0,676) - 5,45 * (0,578) - 4,35 * (10,563) - 2,72 * (10,563) - 1,90 * (33,881)) - 1,90 * (5,267) - 15,66 * (0,676) + 0,54 * (0,578)$$

$$BD(A) = -254,09\ \$$$

Akıllı Ultrasonik Sayacın Bugünkü Değeri;
Yapılan hesaplamalarda; BD: Bugünkü değer, İYM : İlk Yatırım Maliyeti, OG: Okuma Giderleri, İG: İletişim Giderleri, AK5,10,14: Açma/Kapama -Arıza Giderleri, KG:Kalibrasyon Giderleri ve HD: Hurda Değeri olarak sembolize edilmiştir.

$$BD(B) = -(\dot{I}YM) - OG * (P/A; \%10; 14) - \dot{I}G * (P/A; \%10; 14) - AK5 * (P/A; \%10; 5) - AK10 * (P/A; \%10; 10) - AK14 * (P/A; \%10; 14) + HD * (P/A; \%10; 14)$$

$$BD(B) = -(100,0) - 0,52*(10,563) - 1,14*(1*,563) - 2,18*(0,822) - 2,18*(0,676) - 2,18*(0,578) + 0,27*(0,578)$$

$$BD(B) = -121,90\ \$$$

BD Analizi karşılaştırması;
İki yatırımdan hangisinin ekonomik olarak tercih edilmesi BD değerlerine bakılır, BD değeri hangi yatırımda küçükse bugünkü şartlara göre o yatırım yapılması uygundur.

BD(A) : Mekanik Diyaframlı Sayaç Yatırımı:
BD(A) =-254,09 $
BD(B): Akıllı Ultrasonik Sayaç Yatırımı:
BD(B) =-121,90 $ olarak hesaplanmıştır.

Yapılan BD analizine göre Mekanik Diyaframlı sayaçlar yerine Akıllı Ultrasonik sayaçların doğalgaz sektöründe kullanılmaya başlamasının her doğalgaz sayacında 132,19 $ tasarruf sağlayacağı anlaşılmıştır.

BD(A)> BD(B) veya ***254,09 $>121,90 $*** olduğu için düşük maliyet BD(B) tercih edilmesi gereklidir. Yani mevcut saatler yerine ***B*** yatırımı olan Akıllı Ultrasonik Sayaçların kullanılması UYGUNDUR [Torkul ve Selvi, 2018].

GELECEKTEKİ DEĞER (GD) YÖNTEMİNE GÖRE EKONOMİK ANALİZ

Yukarıda yapılan hesaplamalara göre; A ve B yatırımları için hesaplanan Bugünkü Değerleri:

Mekanik Diyaframlı Sayaç için : BD(A) =-254,01 $
Akıllı Ultrasonik Sayaç için : BD(B) =-121,90 $

Bugünkü değeri bilinen yatırımların, 14 yıl sonraki değeri yani gelecekteki değeri bir faiz oranı kabul edilerek hesaplanır; %4 faiz oranı kabul edilirse;

Mekanik Diyaframlı Sayaç için :GD(A): -440,01 $
Akıllı Ultrasonik Sayaç için :GD(B): -211,10 $

Bu hesaplamalara göre de benzer değerlendirme yapılabilir. Yani gelecekteki değeri en düşük olan yatırım tercih edilir. Hesaplanan değerlere göre; GD(A)>GD(B) olduğu anlaşılmaktadır. Bu nedenle GD(B) yatırımı yani Akıllı Ultrasonik Sayaçlara yapılması UYGUN olacaktır. [Torkul ve Selvi, 2018]

FAYDA/MALİYET YÖNTEMİNE GÖRE EKONOMİK ANALİZ

Fayda maliyet analizi genellikle büyük projelere uygulanmaktadır. İki farklı projenin fayda ve maliyetine oranına göre projenin yapılıp yapılmayacağına karar verilebilir. Mekanik Diyaframlı ve Akıllı Ultrasonik sayaçların fayda maliyet analizi için 350.000 aboneli örnek şehir alınarak yukarıda yapılan bugünkü değer analizindeki değerlere göre hesaplamalar yapılacaktır. [Torkul ve Selvi, 2018]

Tablo 4: İlk yatırım maliyeti ve diğer giderler.

AÇIKLAMALAR	MEKANİK DİYAFRAMLI	AKILLI ULTRASONİK
İlk Yatırım Maliyet (İYM), $	**$37,50**	**$100,00**
Personel Giderleri		
Okuma Giderleri ($/yıl)	**$4,35**	**$0,52**
İletişim Giderleri ($/yıl)	**---**	**$1,14**
Açma/Kapama- Ariza ($/5. yıl	**$5,45**	**$2,18**
Açma/Kapama- Ariza ($/10. yıl	**$5,45**	**$2,18**
Açma/Kapama- Ariza ($/14. yıl	**$5,45**	**$2,18**
Basınç Kaybı ($/yıl)	**$4,35**	**---**
Sıcaklık farkı ($/yıl)	**$2,72**	**---**
Yaşlanma ($/yıl) 1-10 yıllar arasında	**$1,90**	**---**
Yaşlanma ($/yıl) 10-14 yıllar arasında	**$1,90**	**---**
Kalibrasyon ve Bakım (($/10 yıl)	**$15,66**	**---**
Hurda Değeri, (($/14 yıl)	**$0,54**	**$0,27**
Ömür (yıl)	**14**	**14**

Tablo 5: Fayda/Maliyet hesaplama tablosu

AÇIKLAMALAR	MEKANİK DİYAFRAMLI SAYAÇLAR		AKILLI ULTRASONİK SAYAÇLAR		FARKLAR
	GELİR/GİDER	YD'Sİ	GELİR/GİDER	YD'Sİ	Δ
MALİYETLER					
İlk Yatırım Maliyet (İYM), $	$37,50	$3,55	$100,00	$9,47	
Personel Giderleri					
Okuma Giderleri ($/yıl)	$4,35	$4,35	$0,52	$0,52	
Açma/Kapama- Ariza ($/5. yıl)	$5,45	$1,22	$2,18	$0,49	
Açma/Kapama- Ariza ($/10. yıl	$5,45	$0,67	$2,18	$0,27	
Açma/Kapama- Ariza ($/14. yıl	$5,45	$0,52	$2,18	$0,09	
MALİYETLERİN TOPLAM		**$10,31**		**$10,84**	**$0,53**
DEZAVANTAJLAR					
Basınç Kaybı ($/yıl)	$4,35	$4,35	---		
Sıcaklık farkı ($/yıl)	$2,72	$2,72	---		
Yaşlanma ($/yıl) 1-14 yıllar arasında	$1,92	$1,92	---		
Kalibrasyon ve Bakım (($/10 yıl)	$15,66	$1,93	---		
İletişim Giderleri ($/yıl)	---		$1,14	$1,14	
DEZAVANTAJLAR TOPLAM YD'Sİ		**$10,92**		**$1,14**	**-$9,78**
AVANTAJLAR					
Hurda Değeri, (($/14 yıl)	0,54	$0,051	0,27	0,026	$0,026
FAYDA/AVANTAJLARİN YD'Sİ		**$0,051**		**$0,026**	**-$0,026**
FAYDA MALİYET ORANI	$\frac{F}{M}=\frac{\Delta F-\Delta D}{\Delta M}=$ *$18,44*				

Fayda (ΔF): Faydalar veya avantajları farkı,
Dezavantajlar (ΔD): meydana gelecek dezavantajlar farkı,
Maliyet (ΔM) : projenin maliyetleri farkı,

fayda maliyet oranını verecektir.

Her alternatif için eşdeğer toplam maliyeti belirlenir
Maliyetler: İlk yatırım maliyetleri ve yıllık işletme maliyetlerinin toplamı olarak alınacaktır. Yıllık işletme maliyeti alınacağı için maliyetler yıllık değer şeklinde yazılması gereklidir.

Mekanik Diyaframlı Sayaç için; İlk yatırım maliyeti, okuma giderleri ve açma/kapama giderleri yıllık değer olarak hesaplanır.

$$YD(A) = (\text{İYM}) * \left(\frac{A}{P}; \%10; 14\right) + (OG + AKA) =$$
$$37{,}50 * (0{,}095) + (4{,}35 + 1{,}22 + 0{,}67 + 0{,}52)$$

$$YD(A) = 10{,}31\ \$$$

Akıllı Ultrasonik Sayaç İçin: İlk yatırım maliyeti, okuma giderleri ve açma/kapama giderleri yıllık değer olarak hesaplanır.

*YD(B) = (İYM) *(A/P;%10;14) +(OG+AK)= 100* (0,095)+(0,52+0,49+0,27+0,09)*
YD(B) = 10,84 $

Alternatifleri artan maliyete göre sıralanır

YD(A)<YD(B) şeklinde sıralanır.

Her alternatif için Faydaları (Avantajları) ve Dezavantajları tanımlanı

Faydaları (Avantajları)
Mekanik Diyaframlı Sayaç için;
Mekanik Diyaframlı Sayaçların hurda değeri bir avantaj olarak alınabilir.

F (A)= HD =0,051 $
F(A)= 0,051 $

Akıllı Ultrasonik Sayaç İçin fayda olarak hurda değeri alınabilir.
F (B)= HD =0,026 $
F(B)= 0,026 $

a) Dezavantajları:
Mekanik Diyaframlı Sayaçları dezavantajları; basınç kayıplarının yüksek olması, kalibrasyon ve bakım masrafları, yaşlanmaya ve sıcaklığa bağlı eksik ölçme olarak sıralanabilir.

D (A): BK + SF + YG + KG(YD)= 4,35 + 2,72 + 1,92 + 1,93
D (A)= 10,92 $

Akıllı Ultrasonik Sayaçların dezavantajı ise iletişim giderlerdir.

D (B): İG=1,14 $
D(B): İG=1,14 $

İlk iki alternatif için çoğalan maliyet ve faydaları belirlenir

a) Maliyetlerin farkı hesaplanırsa;

ΔM= M(B)-M(A)= 10,84-10,31
ΔM= 0,53 $

b) Faydaların farkı hesaplanırsa;

ΔF= F(B)-F(A)=0,026-0,051
ΔF= -0,026 $

c) Dezavantajların farkı hesaplanırsa;

ΔD= D(B)-D(A)= 1,14-10,92
ΔD= -9,78 $

ΔFΔ/M hesapla; >1.0 ise, yüksek maliyetli alternatif kullanılan olur

$$\frac{F}{M} = \frac{\Delta F - \Delta D}{\Delta M} = \frac{0{,}026 - (-9{,}78)}{0{,}53} = 18{,}44$$

Bulunan bu değer 1'den büyük ise yüksek maliyetli olan B alternatifi, 1'den küçük ise düşük maliyetli olan A alternatifi tercih edilmelidir. Yapılan hesaplamalara göre;

$$\frac{F}{M} = 18{,}44 > 1$$

olduğu için B alternatifi olan Akıllı Ultrasonik Sayaç yatırımı tercih edilmelidir [Torkul ve Selvi, 2018].

AKILLI ULTRASONİK SAYAÇ KULLANIMININ EKONOMİYE KATKISI

British Gaz Dağıtım Şirketi tarafından bu konuda tüketicilerine özellikle akıllı doğalgaz sayaçlarının kullanılmasının tavsiye ettiği görülmektedir. Firmanın

web sayfasında yapılan açıklamalara göre; "Akıllı sayaçlar, ev içi bir ekrana sahip olduğundan ne kadar enerji kullandığınızı bir bakışta kolayca görebilir ve bu sayede tasarruf edebilirsiniz." ve "akıllı bir sayaç ve ona eşlik eden ev içi ekran, ne kadar enerji kullandığınızı takip etmenize yardımcı olabilir. Günlük, haftalık veya aylık olarak kullandığınız enerjiyi görerek, ev bütçelerinizi yönetmek için harekete geçebilirsiniz." şeklindeki açıklamaları bulunmaktadır [Ipsos MORI ve Energy Saving Trust]. Fransız Gaz Dağıtım Şirketi (GRDF) tarafından yapılan Akıllı Gaz Sayaçlarının kullanımı projesi sayesinde 6 milyon sayacın takıldığı, %1,5 enerji tasarrufu sağlandığı, verilerin günlük alınmasıyla birlikte doğalgaz dağıtımında yapılan optimizasyon ile 150 milyon Avro tasarruf sağlanacağı tahmin edilmektedir [Hatice Şengül a, Tahsin Olgu Benli]. Bu açıklamalardan da anlaşılacağı üzere gelişmiş ülkelerde akıllı sayaçların kullanımının yaygınlaşmasını istenmektedir.

Tüketici alışkanlıklarıyla ilgili yapılan literatür araştırmasına göre farklı ülkelerde akıllı sayaç kullanan pilot tüketicilere ev ekranı, web, mobil uygulama, sms vs kanallar kullanılarak anlık tüketim değerlerinin kontrolü veya bildirimi sonrasında ortalama %6 oranında enerji tasarrufu sağladığı tespit edilmiştir.

Türkiye 2020-2023 yılları arasında resmi rakamlara göre konutlarda 17-21 milyar m^3 doğalgaz tüketimini gerçekleştiği ve toplam tüketimin %35'in konutlarda meydana geldiği tespit edilmiştir [Enerji Günlüğü, Enerji Atlası ve www.grdf.fr]. Literatürdeki araştırmalara benzer şekilde akıllı ultrasonik sayaç kullanımının sayesinde yapılacak ülkemizde meydana gelecek tasarruf hesaplanabilir. Ülkemizde yaklaşık konutlarda 20 milyon doğalgaz abonesi ve abone başına 1000 m^3 ortalama yıllık doğalgaz tüketimi olduğu ve yıllık doğalgaz tüketiminin 20 milyar metreküp olduğu bilinmektedir. Yapılan çalışmalara göre ortalama % 9 tasarruf oranı alınırsa yaklaşık 1.8 milyar metreküp doğalgaz tasarrufu sağlanacaktır. Bunun tasarrufun mali değeri; 1.8 milyar metreküp doğalgazın 0,4$/$m^3$ üzerinden yaklaşık 720 Milyon dolar olarak hesaplanabilir. Ülkemizde evsel doğalgaz abonelerde kullanılması düşünülen akıllı ultrasonik sayaç bedeli ile halen kullanılan mekanik diyaframlı sayaç bedeli arasındaki farkın 70 dolar olduğu bilinmektedir. Bu bilgilere göre basit bir hesaplama yapılırsa; 1.4 Milyar dolar akıllı ultrasonik sayaç yatırımı için gerekli olan bütçedir. Yapılacak olan yatırımın akıllı ultrasonik sayaçların kullanılmasıyla meydana gelen 720 milyon tasarrufa oranı yaklaşık 1,94 olarak hesaplanır. Bu oran aslında mekanik diyaframlı sayaçlar yerine akıllı ultrasonik sayaçların kullanılması sonucu ortaya çıkan maliyetin 1,94 yılda karşılanabileceğini ifade etmektedir.

Bu nedenle akıllı sayaç kullanımın genişletilmesi/yaygınlaştırılması, kullanıcıların tüketim alışkanlıklarının değiştirmesine, enerji tasarrufu etme eğilimlerinin artmasına, basınç kayıplarının azaltılmasına, daha doğru ve net tüketim tahminlerin yapılmasına, tüketim ülke ekonomisine, ithalatın ve abonelerin tüketiminin azalmasına, döviz ikamesine ve aynı zamanda karbon ayak izinin azaltılmasına da katkı sağlayacağı anlaşılmaktadır.

Ayrıca akıllı sayaçların kullanılmasıyla birlikte tüketicinin ne zaman ne kadar gaz tüketimi yaptığı kayıt altına alınacağı için özel ve/veya kademeli tarifelerin uygulanması da mümkün olacaktır. Özel ve/veya kademeli tarifeli aboneler üzerinde yapılan çalışmalara göre elektrik tüketiminde %13,8, pik taleplerde %11, ve farklı zamanlarda dayalı tüketimlerin analizine göre %8,9 oranında tüketimin azaldığı tespit edilmiştir.

Mekanik diyaframlı sayaçlara yapısı nedeniyle dışarıdan rahatlıkla müdahaleler yapılabilir. Bu müdahalelerin etkisi kayıp kaçak olarak ortaya çıkmaktadır. Akıllı ultrasonik sayaçların kullanılması hem faturalandırılmayan hem de farklı sebeplerden dolayı meydana gelen kayıp kaçakların doğrudan azaltılmasına katkı sağlayacaktır. Ülkemizde yapılan saha çalışmaları sonrasında elde edilen verilere göre sayaç başına % 0,94 m^3 oranında kayıp kaçak meydana geldiği tespit edilmiştir. Ülkemizde yıllık doğalgaz tüketimi ortalama 20 milyar metreküp olarak alındığında akıllı ultrasonik sayaç kullanımının sayesinde yapılacak tasarrufun ortalama % 0,94 olarak alınırsa yaklaşık 1,88 milyon metreküp olacaktır. Bu nedenle akıllı sayaç kullanımın genişletilmesi/yaygınlaştırılması sadece ülke ekonomisi açısından değil aynı zamanda karbon ayak izinin azaltılmasına da katkı sağlayacağı anlaşılmaktadır

DEĞERLENDİRMELER, SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Yapılan BD ve GD analizine göre; mekanik diyaframlı sayaçlar yerine akıllı ultrasonik sayaçların doğalgaz sektöründe kullanılmaya başlamasının her doğalgaz sayacında 132,19 $ tasarruf sağlayacağı görülmektedir. Ancak bu tasarrufun yanı sıra dolaylı katkısında olacaktır. Mevcut sayaçların yerine akıllı ultrasonik sayaçların kullanılması sayaçlarda meydana gelen basınç kayıplarını da önemli ölçüde azaltacaktır. Yani her ne kadar ilk yatırım maliyeti yüksek olsa bile Akıllı ultrasonik sayaçların kullanılması uzun vadede daha ekonomik olacağı görülmüştür. Bu durum belki ilk yatırım maliyetlerinin artmasına neden olabilir ancak uzun vadede bakıldığında daha ekonomik ve daha işlevsel Akıllı ultrasonik sayaçların kullanılmasının birçok avantaj sağlandığı görülecektir.

Konutlarda kullanılan sayaçlarda yıllık basınç kaybı miktarının 14 m^3 olduğu bilinmektedir. Basınç kayıplarının azalması BOTAŞ'a ait ana kompresör istasyonlarındaki tüketeceği elektrik ve doğalgaz miktarında da önemli ölçüde azalmasına neden olacaktır. Bu dolaylı etki ülke ekonomisine katkı sağlayacağı göz önüne alınması ve Akıllı şehirleşme konusunda yapılan çalışmalar doğrultusunda özellikle konutlardaki sayaçlarında Akıllı Ultrasonik sayaç teknolojisine geçişine hız verilmesi gereklidir.

Fayda maliyet analizi genellikle büyük projelere uygulanmaktadır. İki farklı projenin fayda ve maliyetine

oranına göre projenin yapılıp yapılmayacağına karar verilebilir. Her ne kadar Akıllı Ultrasonik sayyaçların ilk yatırım maliyetinin mekanik sayaçlara göre 4 katı daha yüksek olmasına rağmen yapılan analizde fayda/maliyet oranına göre, bir ömür boyuca Akıllı Ultrasonik sayaçların Mekanik Diyaframlı sayaçlardan 18,44 katı daha yüksek faydaya sahip olduğu tespit edilmiştir. Yapılan ekonomik analizlere göre Akıllı ultrasonik sayaçların kullanımının daha ekonomik olacağı tespit edilmiştir.

Mekanik diyaframlı sayaçlardan tüketiciye ait anlık gaz tüketim verilerini almak mümkün değildir. Akıllı ultrasonik sayaçlardan ise gaz tüketimlerine ait gerçek zamanlı verilerin elde edilmesi mümkündür. Bu sayaçların sunduğu gerçek zamanlı veri toplama ve analiz yetenekleri hem tüketiciler hem de enerji tedarikçileri için önemli avantajlar sunmaktadır. Tüketicilere de bilinçli tasarruf önlemleri konusunda uyarılar yapılabilir. Bu sayede Akıllı şehir yönetimleri ve gaz dağıtım şirketleri, tüketim verilerini analiz ederek gelecek talep tahminlerini daha iyi yapabilir. Gaz arzı ve altyapı yatırımları daha etkin planlanır. Akıllı ultrasonik sayaçlar, yenilenebilir enerji sistemleri ve akıllı şehir altyapılarına kolayca entegre edilerek, genel enerji yönetimi ve sürdürülebilirlik hedeflerine ulaşılmasını destekler. Gaz tüketim verilerinin akıllı enerji şebekelerine entegrasyonu, yenilenebilir enerji kaynakları kullanımının optimize edilmesine yardımcı olur. Bu sayede, şehir genelinde enerji tasarrufuna ve karbon ayak izinin azaltılmasına katkı sağlar.

İlave olarak Akıllı ultrasonik sayaçların özellikle konutlarda kullanımından kaynaklanan fayda değeri Akıllı şehir, hakkaniyetli ölçüm, veri zenginliği, sayaç ve toplum güvenliği gibi birçok doğrudan ve dolaylı fayda sağlayacaktır. Bu nedenle yapılacak olan yenileme çalışmaları ve yeni arzların karşılanmasında Akıllı ultrasonik sayaçların kullanılması hem dağıtım şirketlerinin ve EPDK'nın yatırımı maliyetleri ekonomisi açısından hem de dolaylı faydalar nedeniyle tercih edilmesi gerekir. Ülkemizde üretilen Akıllı ultrasonik sayaçların özellikle konutlarda kullanılması ise hem döviz ikamesine hem de uzun vadeli yatırımlarda ülke ekonomisi açısından daha ekonomik olanın tercih edilmesine neden olacaktır.

Akıllı sayaç kullanan tüketiciler üzerinde yapılan araştırmalara göre; akıllı sayaçlarda kullanılan veri iletişim sistemleri ve akıllı telefon veya evlerde kullanılan arayüz ekranları sayesinde gelen bildirimleri dikkate alarak enerji tüketimini kontrol etmeye çalıştıkları tespit edilmiştir. Bu sayede tüketicilerin enerji tüketim alışkanlıklarını değiştirmesine ve enerji tasarruf etme eğilimlerinin artmasına neden olmuştur. Türkiye Akıllı Ultrasonik Sayaçların kullanılması halinde yıllık 700 Milyon metreküp gaz tasarrufu sağlayacağı hesaplanmıştır. Yapılan hesaplamalara göre; Akıllı ultrasonik sayaçların diğer ekonomik faydaları dikkate almadan sadece Akıllı ultrasonik sayaçların kullanılmasıyla birlikte ilk yatırım maliyetlerinin 2,85 yılda karşılanabilecektir. Bu açıdan değerlendirildiğinde döviz ikamesine doğrudan katkı sağlayacaktır. Gaz tüketiminin kullanıcı tarafından kontrolü dolaylı olarak ülke ekonomisine ve karbon ayak izinin azaltılmasına da fayda sağlayacaktır.

Kullanıcı alışkanlıkları açısından incelendiğinde elektrik sayaçlarına benzer şekilde akıllı ultrasonik sayaçların kullanılmasıyla birlikte özel ve/veya kademeli tarifeler sayesinde doğalgaz tüketiminde de bir tasarrufun sağlanacağı ön görülebilir.

Ülkemizde yapılan saha çalışmaları sonrasında elde edilen verilere göre sayaç başına % 0,94 m^3 oranında kayıp kaçak meydana geldiği ve yaklaşık 1,88 milyon metreküp olduğu hesaplanmıştır. Mekanik diyaframlı sayaçların emniyet açısından yeterli olmaması nedeniyle meydana gelen kayıp kaçaklar, akıllı ultrasonik sayaçların kullanılmasıyla birlikte önemli ölçüde azalacaktır.

Akıllı sayaç kullanan tüketiciler üzerinde yapılan araştırmalara göre; akıllı sayaçlarda kullanılan veri iletişim sistemleri ve akıllı telefon veya evlerde kullanılan arayüz ekranları sayesinde gelen bildirimleri dikkate alarak enerji tüketimini kontrol etmeye çalıştıkları tespit edilmiştir. Bu sayede tüketicilerin enerji tüketim alışkanlıklarını değiştirmesine ve enerji tasarruf etme eğilimlerinin artmasına neden olmuştur. Türkiye'de akıllı ultrasonik sayaçların kullanılması halinde yıllık ortalama % 9 tasarruf oranı alınırsa yaklaşık 720 milyon metreküp doğalgaz tasarrufu sağlanacağı hesaplanmıştır. Yapılan hesaplamalara göre; Akıllı ultrasonik sayaçların diğer ekonomik faydaları dikkate almadan sadece akıllı ultrasonik sayaçların kullanılmasıyla birlikte ilk yatırım maliyetlerinin 1,94 yılda karşılanabilecektir. Bu açıdan değerlendirildiğinde döviz ikamesine doğrudan katkı sağlayacaktır. Gaz tüketiminin kullanıcı tarafından kontrolü dolaylı olarak ülke ekonomisine ve karbon ayak izinin azaltılmasına da fayda sağlayacaktır.

KAYNAKLAR

Abdulkadir Alper AKGÜNGÖR, "Doğalgaz Sayaçları ve Çalışma Prensipleri", UGETAM yayınları, İstanbul Belediyesi. 2020.

AĞDAŞ ve BAŞKENTGAZ firmalarının izniyle tüketicilerine bağlanan sayaçların izlenmesi sırasında elde edilen gaz tüketim raporları bilgileri,

Eskavalve, "EUSM G4 Akkılı sayaç kataloğu"

Gazbir-Gazmer, "Akıllı Gaz Sayaç Teknolojileri ve Kullanımı", Aralık 2024.

"Ölçü ve ayarlar kanunu" 21.01.1989 tarihli 20056 Resmi Gazete.

J.P. Holman, "Experimental Methods for Engineers" Mc GrawHill Co. 8.Edition, 2001.

Khan, B., Javed, A., & Syed, A. (2020). Smart Gas Metering: Technologies and Practices. Journal of Energy Management.

R.KÖSE ve Ü. ERTURHAN, "Doğal Gaz Dağıtım Şebekesinde Orifismetre Ölçüm Ekipmanı Tasarımlanması Ve Ölçüm Sonuçlarının Ultrasonikmetre Sayaç İle Deneysel Olarak Karşılaştırılması" Kırklareli Üniversitesi Journal of Engineering annd Science, 112-129, 2023.

TS EN 1359 "Türk Standartları Enstitüsü Gaz sayaçları-Diyaframlı" 31.07.2017.

TS 5477 EN 12261 standardı

Oleg Sazhin, "Flow Microsensor of Thermal Type for Measurements of Gas Fluxes" 2013. Applied Mechanics and Materials Vols. 249-250 (2013) pp 118-125.

Türk Standartları Enstitüsü TS EN 14236 nolu Ultrasonic ev tipi gaz ölçerler standardı.

L.T.Blank ,A.Tarquin, (çeviri: O.Torkul ve İ.H. Selvi), "Mühendislik Ekonomisinin Temelleri" Palme Yayınevi, 2018.

Hatice Şengül a, Tahsin Olgu Benli, "Implementation of Electrical Feedback Technologies in 5 Households in Ankara, Turkey"

https://www.enerjigunlugu.net

https://www.enerjiatlasi.com

https://www.hepsiburada.com/kale-kalip-g4-dogalgaz-sayaci

https://www.dogalgaztoptan.com/g4-sayac-federal

https://www.gassensor.com.cn/

https://www.kalekalipdgs.com/gaz-ekipmanlari

https://www.agazmarket.com/eca-g4-koruklu-sayac

https://www.agdas.com.tr/sayfa/fiyatlar

https://akmercangepagaz.com.tr/

https://www.aem.ro/en/contoare-de-gaz/

https://www.britishgas.co.uk/smart-home/smart-meters

https://federal.com.tr/akilli-gaz-sayaclari

https://www.electronics-notes.com/articles/eco-green-engineering/smart-energy-meters/smart-meter-electronic-circuit-design.php
https://www.sektorumdergisi.com/akilli-sayac-nedir-ne-ise-yarar-neden-gereklidir/

https://industry.panasonic.eu/products/energy-building/smart-meters/

Youssef, R. et al., "Smart Metering and IoT in Energy Systems", Energy Systems Journal, 2022.

MERSİN İLİNDE GÜNEŞ ENERJİSİ DESTEKLİ BİSİKLET ŞARJ İSTASYONU KULLANIMI VE KARBON AYAK İZİNİ AZALTMA POTANSİYELİ

Elif TURNA*, Bengi ŞANLI
*Mersin Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü,
33343 Çiftlikköy, Mersin, elifturna@mersin.edu.tr , bengigozmen@mersin.edu.tr

Özet: Bu çalışmada, Mersin'de yaklaşık 48 km'lik güzergâhta güneş enerjisi destekli bir e-bisiklet şarj altyapısı tasarlanmış ve benzinli ile dizel otomobillerle operasyonel karbon ayak izi açısından karşılaştırılmıştır. Karbon ayak izi hesaplamalarında IPCC Kapsam 2 yöntemi kullanılmış; fonksiyonel birim "10 e-bisiklet için tek şarj döngüsü" olarak tanımlanmıştır. Yapılan çalışmaya göre e-bisiklet için hesaplanan operasyonel CO_2 emisyonu benzinli ve dizel araçların CO_2 emisyonlarının sırasıyla yaklaşık % 0.72 ve % 0.74 kadardır. Sonuçlar, güneş enerjisi entegrasyonuyla desteklenen e-bisiklet altyapısının kullanımının, fosil yakıt kullanımının azaltılması konusunda ve şehir içi karbon emisyonu azaltımı için uygulanabilir bir çözüm olduğunu göstermektedir.
Anahtar Kelimler: Güneş enerjisi, karbon ayak izi, bisiklet

THE USE OF SOLAR-POWERED BICYCLE CHARGING STATIONS IN MERSIN AND REDUCTION POTANTIAL OF CARBON FOOTPRINT

Abstract: In this study, a solar-powered e-bike charging infrastructure was designed for a route of approximately 48 km in Mersin and compared with gasoline and diesel cars in terms of operational carbon footprint. IPCC Tier 2 method was used; the functional unit was defined as "a single charging cycle for 10 e-bikes." According to the study, the calculated operational CO_2 emissions for e-bikes are approximately 0.72% and 0.74% of the CO_2 emissions of gasoline and diesel vehicles, respectively. The results show that the use of e-bike infrastructure supported by solar energy integration is a viable solution for reducing fossil fuel use and urban carbon emissions.
Keywords: Solar energy, carbon footprint, bicycle

GİRİŞ

Günümüzde, giderek artan trafik yoğunluğu, fosil yakıt kaynakların azalma riski ve küresel ölçekte derinleşen çevresel sorunlar, ulaşım alanında yenilikçi çözümlere olan ihtiyacı hızlandırmıştır. Bu çerçevede, teknolojik gelişmeler elektrikli araçlara yönelik ilgiyi artırmış ve alternatif ulaşım sistemlerinin ortaya çıkmasına zemin hazırlamıştır. Sera gazı emisyonlarını ve dolayısıyla karbon ayak izini azaltmada önemli bir potansiyele sahip olan bu sistemler, sürdürülebilir ulaşım hedeflerine ulaşmada kritik bir rol üstlenmektedir. Birçok ülke, temiz enerji teknolojilerinin yaygınlaştırılması ve karbon emisyonlarının azaltılması amacıyla çeşitli devlet politikaları ve teşvik mekanizmaları geliştirmektedir (Santos, 2017). Alternatif ulaşım sistemleri içinde, düşük maliyetli ve sürdürülebilir bir seçenek olarak bisiklet öne çıkmaktadır. Hem çevre dostu olması hem de fiziksel sağlık üzerindeki olumlu etkileri, bisikleti diğer ulaşım araçlarından ayıran temel özelliklerdendir. İçten yanmalı motor kullanımı olmadığından herhangi bir yakıt tüketmez ve emisyon üretmez, bu da onu hem ekonomik hem de çevresel açıdan avantajlı hale getirir. Gürültü ve hava kirliliğine yol açmaması, kent içinde az yer kaplaması ve park alanı sorununu ortadan kaldırması da önemli avantajları arasındadır. Ayrıca, dar yolları ve kısa güzergâhları kullanabilme esnekliği sayesinde, özellikle kısa ve orta mesafeli ulaşımda motorlu araçların yerini alabilecek hızlı ve pratik bir seçenek sunar. (Elbeyli, 2013) Araştırmalar, kısa ve orta mesafeli yolculuklarda bisiklet ve yaya ulaşımının tercih edilmesinin emisyon miktarını azalttığını göstermektedir. Buna karşılık, kısa mesafelerde motorlu araç kullanımı emisyon seviyelerini artırmaktadır. Özellikle kış aylarında, kilometre başına salınan emisyon miktarındaki artış, hava kalitesini düşürerek çevre üzerinde olumsuz etkilere yol açmaktadır (Neves & Brand, 2019). Şekerci vd. (2021), çalışmada, Konya Büyükşehir Belediyesi, sürdürülebilirlik politikaları çerçevesinde bisiklet yolu altyapısının geliştirilmesi, temiz enerjiyle çalışan toplu taşıma araçlarının kullanımı, yenilenebilir enerji entegrasyonu ve atık yönetimi uygulamaları yoluyla yeşil lojistik ve yeşil ulaşımı teşvik etmekte; bu sayede kent ölçeğinde karbon ayak izinin azaltılmasına katkı sağlamaktadır. Sürmeli (2025) çalışmasında, karbon ayak

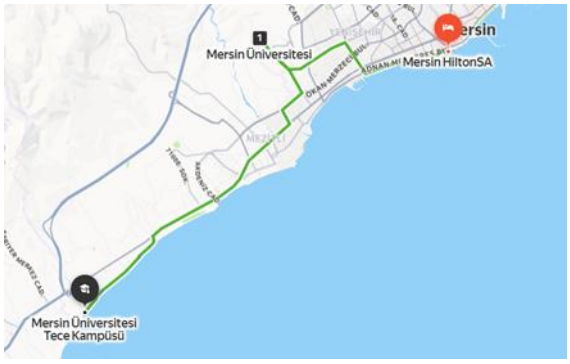
izini azaltmada akıllı sistemlerin nasıl bir rol oynadığı detaylı şekilde incelemiştir. Karbon nötr bir dünyaya ulaşmak için öne çıkan yöntemler tek tek ele alınmış; akıllı cihazlarla enerji verimliliği, akıllı enerji yönetimi, ulaşım, atık ve su yönetimi gibi alanlarda kullanılan teknolojileri araştırarak; bu teknolojilerin ne kadar etkili olduğu, başarılı uygulama örnekleri ve yaygınlaşmasının önündeki engellere ve geleceğe dair olası gelişmelere de yer vermiştir. Çayan (2024) çalışmasında; Konya Karatay Belediyesi'nin katı atık taşıma sürecinde dizel, elektrikli ve hibrit çöp kamyonlarını enerji ve emisyon açısından karşılaştırmıştır. Sonuçlar, elektrikli araçların emisyonlarda %85, enerji maliyetlerinde %83; hibrit araçların ise sırasıyla %24 ve %31,4 iyileşme sağladığını göstermektedir. Ayrıca, elektrikli araçlar için 840 kWp kapasiteli bir GES tasarlanmış ve geri ödeme süresi 4,33 yıl olarak bulunmuştur. Ulvi vd. (2019), Beyşehir ve Kızıldağ Millî Parkları'nda bisiklet ve yaya ulaşımının karbon ayak izi etkisini inceleyerek fosil yakıtlı araçlara alternatif, sürdürülebilir ulaşım çözümlerinin uygulanabilirliğini değerlendirmektedir. Onur vd. (2020) çalışmada, Balıkesir Üniversitesi Çağış Kampüsü'nde sürdürülebilir ulaşımın sağlanması amacıyla güneş enerjisi ile çalışan bir elektrikli bisiklet paylaşım sistemi (EBPS) planlanmıştır. Sistem için kampüsün farklı noktalarına kurulması öngörülen fotovoltaik paneller ve batarya sistemine ait bileşenlerin hesaplamaları yapılmış; kullanılacak pedal destekli elektrikli bisikletlerin teknik özellikleri belirlenmiş, bisiklet paylaşım sistemleri hakkında genel bilgiler verildikten sonra çalışma alanının özellikleri tanıtılmış, şarj istasyonu tasarım süreci ve hesaplama adımları detaylandırılarak elde edilen sonuçlar yorumlanmıştır. Turgut vd. (2022) Lojistik ve taşımacılık, küresel ölçekte en yüksek karbon ayak izine sahip sektörlerden biridir. Web of Science veri tabanında yapılan sistematik literatür taraması, bu alandaki çalışmaların 2010 yılından itibaren yoğunlaştığını, ağırlıklı olarak gelişmiş ülkelerde yürütüldüğünü ve çoğunlukla nicel yöntemler ile vaka analizlerine dayandığını göstermektedir. Bulgular, uygulama düzeyinin maliyet ve altyapı kısıtları nedeniyle sınırlı kaldığını, özellikle gelişmekte olan ülkelerde ve sosyal etkiler boyutunda araştırma eksikliği bulunduğunu ortaya koymaktadır. Mumcu vd. (2025), ulaşımın enerji tüketimi ve karbon emisyonları üzerindeki etkilerinin, kentlerde sürdürülebilirlik, güvenlik ve verimliliği artıracak çözümleri zorunlu kıldığını vurgulamaktadır. Bu bağlamda çalışma, yapay zekâ ile yeşil ulaşımın entegrasyonunun; şehir içi trafik yönetimi, enerji verimliliğinin artırılması, karbon salınımının azaltılması ve çevreci ulaşım türlerinin teşvik edilmesi üzerindeki etkilerini incelemektedir.Türkiye ve dünya genelinden örneklerle, otonom araç teknolojileri, akıllı trafik yönetim sistemleri ve bisikletli ulaşımın trafik sıkışıklığını ve kazaları azaltma, toplu taşımayı optimize etme ve çevresel sürdürülebilirliğe katkı sağlama potansiyeli analiz edilmiştir. Geliştirilen Yapay Zekâ Tabanlı Ulaşım Modeli ile bu sistemlerin etkin uygulanmasına yönelik öneriler sunulmuştur. Bulut (2023), çalışmasında, 2015-2021 yılları arasında Sivas'ta karayolu taşımacılığından kaynaklanan karbon ayak izi hesaplanarak iklim değişikliğine olan katkısı analiz edilmektedir. Karbon ayak izi hesaplamalarında, IPCC tarafından önerilen kapsam 1 ve 2 metodolojileri kullanılmıştır. Bulgular, en yüksek CO_2 emisyonunun 2018'de, en düşük emisyonun ise 2015'te gerçekleştiğini; 2021 yılında emisyonların 2015'e kıyasla %20 arttığını göstermektedir. CO_2 salımında yakıt tüketim miktarının temel belirleyici olduğu, motorin kullanımının ve otomobil kaynaklı emisyonların en yüksek paya sahip olduğu saptanmıştır.

Bu çalışmada, Mersin ili için, 48 km menzilli, 10 elektrikli bisiklet kapasiteli ve 5 duraktan oluşan güneş enerjili bir şarj istasyonu ve bu istasyon için gerekli enerjinin fotovoltaik panellerle karşılanması için bir sistem tasarlanmıştır. Ayrıca bu tasarlanan sistem ile fosil yakıt tüketiminin azaltılması ve dolasıyla karbon emisyonlarının düşürülmesi hedeflenmiş olup, iklim değişikliği ile mücadeleye de olumlu yönde destek sağlanması amaçlanmıştır.

MATERYAL VE METOD

Çalışma Alanı

Bu çalışma, yılda 300'den fazla güneşli gün potansiyeline sahip Mersin ilinde, başlangıç noktası Mersin HiltonSA Oteli, ara durağı Mersin Üniversitesi Çiftlikköy Kampüsü ve son durağı Mersin Üniversitesi Tece Kampüsü olarak belirlenen, yaklaşık 48 km uzunluğunda bir elektrikli bisiklet hattının tasarımını oluşturmaktadır. Ayrıca, güneş enerjili sistemlerin projeye entegre edilmesi, hedeflenen karbon ayak izi azaltımını doğrudan destekleyecek ve Mersin'in kentsel sürdürülebilirlik vizyonu ile uyumlu bir model oluşturacaktır. Hat boyunca, her biri on bisiklet kapasiteli olmak üzere beş adet güneş enerjili şarj istasyonu tasarlanacak ve sistemin toplam karbon ayak izi ayrıntılı olarak hesaplanacaktır.



Şekil 1. Planlanan istasyonların güzergahının haritada konumlandırılması (Yandex, 2025)

Güneş Enerjili Elektrikli Bisiklet Şarj İstasyonu Tasarımı

Tasarlanan istasyon için kullanılacak olan günlük kullanımda tercih edilmesi öngörülen elektrikli bisikletin tekniksel detayları Tablo 1'de gösterilmiştir. Hesaplamalar Tablo 1'de detayları belirtilen elektrikli bisiklet referans alınarak yapılmıştır.

Tablo 1. Elektrikli Bisikletin Özellikleri

Bisiklet Gücü	250 W
Batarya Gerilimi	36 V
Batarya Akımı	10 Ah
Şarj Süresi	6 saat
Menzil	40 km
Max hız	25 km/h

Mersin ili için planlanan sistemde, her durakta Tablo 1'de özellikleri verilen bisikletlerden onar adet bulunacaktır. Bisikletlerin günde üç kez şarj edilmesi durumunda, bir bisiklet için gerekli enerji miktarı, Eşitlik 1'de belirtildiği üzere batarya gerilimi (Vbat), batarya akımının (Ibat) ve şarj sayısının (n) çarpımıyla hesaplanmıştır. Ayrıca, günde üç kez şarj edilebilen toplam on bisiklet kapasiteli bir durağın ihtiyaç duyduğu toplam enerji miktarı (Etop) da ayrıca belirlenmiştir. (Akdeniz ve Efe, 2022)

$$E_b = V_{bat} x I_{bat} x n \quad (1)$$

$$E_{top} = BS x E_b \quad (2)$$

Tasarlanmış olank olan elektrikli bisiklet şarj istasyonu Şekil 2'de şematik olarak gösterilmiştir.



Şekil 2. Planlanan istasyonların temsili gösterimi (ChatGPT5.0)

Tasarlanan sistemde kullanılacak panelin teknik özellikleri Tablo 2'de sunulmuştur. Panel seçiminde, piyasada yaygın olarak tercih edilen bir marka kullanılmıştır.

Tablo 2. Fotovoltaik Panelin Özellikleri

Panel Gücü (PG)	400 W
Panel Çıkış Gerilimi (PÇG)	34,20 V
Panel Çıkış Akımı (PÇA)	11,71 A
Panel Tipi	Monokristalin silikon

Seçilen panelin indirgenme faktörü 0,9 olarak alınmış ve Eşitlik 3'e göre bir panelden elde edilecek enerji (Ep) hesaplanmıştır. Ardından, Eşitlik 4 kullanılarak gerekli panel sayısı (Ptop) belirlenmiştir (Akdeniz ve Efe, 2022).

$$Ep = PG x PÇA x İF \quad (3)$$

$$Ptop = Eg/Ep \quad (4)$$

Karbon Ayak İzi

Bu çalışmada Hükümetler Arası İklim Değişikliği Paneli (IPCC) tarafından önerilen Tier yaklaşımlarından Tier 2 yaklaşımları kullanılmıştır. Tier 1 yaklaşımında, basit bir yöntemdir. Tier 1 yöntemi, emisyonların ulusal enerji istatistiklerinden elde edilen yakıt tüketim miktarları ile ortalama emisyon faktörlerine dayanarak tahmin edildiği, dolayısıyla yakıt-temelli bir yaklaşımdır. Bu yöntemde yanma kaynaklı emisyonlar, kullanılan yakıtın miktarı ve türüne özgü emisyon faktörleri kullanılarak hesaplanmaktadır (IPCC,2006). Kapsam 2 hesaplama yaklaşımında, yakıt tüketimi yerine taşıtların kat ettiği yol (taşıt-km) temel alınır; yanma kaynaklı emisyonlar ise yakıt istatistiklerine dayalı olarak tahmin edilmektedir. Ayrıca, Kapsam 2 yönteminde karayolu taşımacılığında satılan yakıtlara ilişkin ülkeye özgü karbon içeriğine dayalı emisyon faktörleri esas alınmaktadır. Kapsam 2'de, CO_2 emisyon faktörleri, oksitlenmemiş karbonu veya CO_2 dışındaki bir gazdan yayılan karbonu hesaba dahi edecek şekilde ayarlanmaya müsaittir. (IPCC, 2006). Kapsam 2 yaklaşımları aşağıda belirtilen eşitlikler ve tablolar kullanılarak yapılmaktadır (Çelik, 2020, Dündar, 2021).

Kapsam 2 Yaklaşımı

Yakıt Sarfiyatı (kt) = Taşıt Sayısı x Sürüş Mesafesi (km) x Yakıt Sarfiyatı (L/km) x Yoğunluk (kg/L) x 10-6 (5)

Enerji Sarfiyatı (TJ) = Yakıt Sarfiyatı (kt) x Dönüşüm Faktörü (TJ/kt) (6)

Yakıtın Karbon İçeriği (tC) = Enerji Sarfiyatı (TJ) x C Emisyon Faktörü (tC/TJ) (7)

Karbon Emisyonu (tC) = Yakıtın Karbon İçeriği (tC) x Karbon Oksitlenme Oranı (8)

Karbondioksit Emisyonu (Gg/CO2) = Karbon Emisyonu (t) x Molekül Ağırlığı Oranı (44/12) x 10-3 (9)

Beşinci eşitlik doğrultusunda taşıtların yıllık uzaklık değerleri, Bıyık ve Civelekoğlu (2020) tarafından bildirilen yaklaşıma uygun olarak Tablo 4'te sunulan 100 km başına yakıt tüketim (L/100 km) verilerinden

türetilerek hesaplanmıştır. Akaryakıtların yoğunlukları ise Tablo 5'te görülmektedir.

Tablo 3. Kapsam 2'de Kullanılan Yakıt Bilgileri (IPCC,2006)

Yakıt Çeşidi	Dönüşüm Faktörü(TJ/kt)	Karbon Emisyon Faktörü (tC/TJ)	Karbon Oksitlenme Oranı (%)
Benzin	44,3	18,90	0,99
Motorin	43,0	20,20	0,99

Tablo 4. Otomobiller için 100km'de Tüketilen Ortalama Yakıt Miktarı (IPCC,1996)

Benzin	Motorin
8,5	7,3

Tablo 5. Akaryakıt Yoğunlukları (Bayrakçeken ve Kuş, 2004)

Yakıt	Yoğunluk(Kg/L)	Kabul Edilen Yoğunluk Değeri
Benzin	0,730-0,780	0,77
Motorin	0,810-0,850	0,84

BULGULAR

Bu çalışma kapsamında, Güneş Enerjili Elektrikli Bisiklet Şarj İstasyonu Tasarımı hesaplamaları doğrultusunda Mersin ili için güneş enerjisi destekli bir elektrikli bisiklet şarj istasyonu tasarlanmış olup; tasarlanan sistem için belirlenen ekipman listesi tablo 6'da gösterilmiştir.

Tablo 6. 1 şarj istasyonu durağı için gerekli ekipmanlar

Ekipman	Adet
Bisiklet 250W	10
Fotovoltaik Panel 400W 34,2 V-11,71 V	3
Akü 300 Ah,12 V	2
Kontrol Ekipmanları	1

Tasarlanmış olan bu altyapı temelinde 10 adet elektrikli bisikletin operasyonel karbon ayak izi, benzinli ve dizel otomobillerle karşılaştırmalı olarak değerlendirilmiştir. Kapsam 2 yaklaşımı çerçevesinde ve "10 elektrikli bisiklet için tek bir şarj döngüsü" fonksiyonel birimi esas alınarak yapılan hesaplamalar, e-bisiklet filosunun emisyonunu 691,2 g CO_2; aynı fonksiyonel birimde benzinli otomobilin emisyonunu 95.482,6 g CO_2 ve dizel otomobilin emisyonunu 92.804,67 g CO_2 olarak ortaya koymuştur. Buna göre e-bisikletlerin operasyonel emisyonu, benzinli otomobile kıyasla %99,28, dizel otomobile kıyasla ise %99,26 daha düşüktür; başka bir ifadeyle, e-bisikletler benzinliye göre yaklaşık 138,14 kat, dizele göre ise yaklaşık 134,27 kat daha az CO_2 salımı gerçekleştirmektedir. Bu sonuçlar, güneş enerjisiyle desteklenen e-bisiklet altyapısının aynı ulaşım çıktısı için benzinli ve dizel otomobillere göre çok yüksek oranlı operasyonel emisyon azaltımı sunduğunu ve kentsel sürdürülebilirlik hedefleriyle güçlü bir uyum gösterdiğini doğrulamaktadır.

SONUÇ

Bu çalışma, Mersin ili için tasarlanan güneş enerjisi destekli elektrikli bisiklet şarj altyapısının, aynı ulaşım çıktısı altında benzinli ve dizel otomobillere kıyasla çok yüksek oranlı operasyonel emisyon azaltımı sağladığını göstermektedir. Kapsam 2 yaklaşımlarına dayalı hesaplamalarda, "10 elektrikli bisiklet için tek bir şarj döngüsü" fonksiyonel biriminde e-bisiklet filosunun emisyonu operasyonel CO_2 emisyonu benzinli aracınkilerin yaklaşık %0,72'si, dizel aracınkilerin ise yaklaşık %0,74'ü düzeyindedir; başka bir ifadeyle benzinliye kıyasla %99,28, dizele kıyasla %99,26 daha düşüktür. Bu sonuçlar, e-bisikletlerin operasyonel emisyonlarının benzinliye göre %99,28, dizele göre %99,26 daha düşük olduğunu ortaya koymaktadır. Mersin'in yüksek güneşlenme potansiyeli sayesinde, 48 km'lik hat boyunca beş istasyondan (her biri 10 bisiklet kapasiteli) oluşan e-bisiklet sistemi, şebekeye bağımlılığı azaltarak işletme maliyetlerini düşürme ve kentsel sürdürülebilirlik hedeflerine katkı sağlama potansiyeline sahiptir. Güneşten karşılanan enerji payı arttıkça emisyon azaltım etkisi güçlenmekte, sistem kısa–orta mesafeli yolculuklarda motorlu araç kullanımını ikame ederek karbon ayak izini önemli ölçüde azaltabilecek ölçeklenebilir bir model sunmaktadır.

KAYNAKÇA

Akdeniz, M., & Efe, S. B. (2022). E-bisiklet şarj istasyonları için FV sistem tasarımı. International Joint Conference on Engineering, Science and Artificial Intelligence, 27-32.

Bayrakçeken, H., & Kuş, R. Ö. (2004). Taşıtlarda kullanılan alternatif yakıtlar. Afyon Kocatepe Üniversitesi Fen ve Mühendislik Bilimleri Dergisi, 6(1), 125–144.

Bıyık, Y., & Civelekoğlu, G. (2020). Isparta ilinde karayolu kaynaklı karbon ayak izinin hesaplanması. Bilge International Journal of Science and Technology Research, 4(2), 78–87. https://doi.org/10.30516/bilgesci.427359

Bulut, A. P. (2023). Sivas ilinde karayolundan kaynaklanan karbon ayak izinin belirlenmesi. Kahramanmaraş Sütçü İmam Üniversitesi Mühendislik Bilimleri Dergisi, 26(1), 166–176.

Çayan, B. N. (2024). Dizel, hibrit ve elektrikli hidrolik çöp toplama araçlarının enerji tüketimi ve karbon emisyonu kıyaslanması yapılarak sürdürülebilir sistem tasarımı [Yayımlanmamış çalışma].

Çelik, H. A. (2020). Konya ilinde ulaşımdan kaynaklı karbon ayak izi ve fayda-maliyet analizi [Yüksek lisans tezi]. Konya Teknik Üniversitesi, Lisansüstü Eğitim Enstitüsü, Çevre Mühendisliği ABD.

Dündar, A. O. (2021). Türkiye'deki büyükşehirlerin karayolu ulaşımı kaynaklı sera gazı emisyon miktarınınkarşılaştırmalı analizi. Doğal Afetler ve Çevre Dergisi, 7(2), 318-337. https://doi.org/10.21324/dacd.862836

Elbeyli, Ş. (2013). Kentiçi ulaşımda bisikletin konumu ve şehirler için bisiklet ulaşımı planlaması: Sakarya örneği [Doktora tezi, Fen Bilimleri Enstitüsü].

Erçetin, C. (2023). Çevresel sürdürülebilirlik ve ulaşım aracı olarak bisiklet: İyi uygulama örnekleri. Çevre Şehir ve İklim Dergisi, 2(3), 238–269.

IPCC. (1996). Revised 1996 IPCC Guidelines for National Greenhouse Gas Inventories. Volume III: Reference Manual, Chapter 1. Intergovernmental Panel on Climate Change/UNEP/OECD/IEA, Paris.

IPCC. (2006). 2006 IPCC Guidelines for National Greenhouse Gas Inventories. Volume II: Energy (Mobile Combustion) (pp. 8–73). Intergovernmental Panel on Climate Change.

Mumcu, B., & Meşhur, H. F. A. (2025). Yapay zekâ ve yeşil ulaşım birlikteliğinin kente etkileri. Akıllı Ulaşım Sistemleri ve Uygulamaları Dergisi, 8(1), 66–89.

Neves, A., & Brand, C. (2019). Assessing the potential for carbon emissions savings from replacing short car trips with walking and cycling using a mixed GPS–travel diary approach. Transportation Research Part A: Policy and Practice, 123, 130–146.

Onur, S., & Efe, S. B. (2020). Elektrikli bisikletle paylaşımlı hareketlilik: Balıkesir Üniversitesi Kampüsü örneği. Akıllı Ulaşım Sistemleri ve Uygulamaları Dergisi, 3(2), 216–226.

Santos, G. (2017). Road transport and CO_2 emissions: What are the challenges? Transport Policy, 59, 71–74.

Şekerci, D. S., & Sayın, A. A. (2021). Yeşil ulaşım ve lojistik hizmetleri: Konya Büyükşehir Belediye incelemesi. Social and Education Sciences, 285.

Sürmeli, R. Ö. (2025). Karbon nötr geleceğe doğru: Akıllı sistemlerin entegre uygulamalarıyla karbon ayak izi üzerindeki etkisi. JOSS, 4(1), 55–73.

Turgut, A., & Budak, T. (2022). Lojistik ve taşımacılığın karbon ayak izi: Sistematik bir literatür incelemesi. Kent Akademisi, 15(2), 916–930.

Ulvi, H., & Kaplan, H. (2019). Bisiklet ve yaya ulaşımının millî parklarda karbon ayak izi etkilerinin araştırılması. Kent Akademisi, 12(3), 460–474.

Yandex. (2025). Yandex Haritalar [Harita hizmeti].

GAZLI ENDÜSTRİYEL PİŞİRME FIRIN PROTOTİPİNDE FAN KORUMA SACI GEOMETRİSİNİN AKIŞ HIZI DAĞILIMINA ETKİSİ

Remzi TİMUR[1,*], Zafer KAHRAMAN[1], Murat HACI[1], Kadir İÇİBAL[1], Hakan Serhad SOYHAN[2,3]

[1] Oztiryakiler Madeni Esya San. ve Tic. A.S, Ar-Ge Merkezi, 34500 İSTANBUL, Türkiye
[2] Sakarya Üniversitesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 54050 SAKARYA, Türkiye
[3]Team-San Ltd.Şti., Esentepe Kampus, 54050 SAKARYA, Türkiye

[*]E-mail: rtimur@oztiryakiler.com.tr

Özet: Endüstriyel kombi fırınlar, sıcak hava ve buharı birlikte kullanarak çalışan, geleneksel fırınlara göre daha modern ve verimli pişirme sağlayan ürünlerden biridir. Endüstriyel gazlı pişirme fırınlarında hava sirkülasyonunun düzgün ve homojen şekilde sağlanması, pişirme kalitesi ve enerji verimliliği açısından kritik öneme sahiptir. Bu çalışmada, GN 2/1x10 gastronom tepsi kapasitesine sahip bir gazlı pişirme fırın prototipinin iç hacminde, fan önüne yerleştirilen farklı geometriye sahip fan koruma saclarının hava akışı üzerindeki etkileri hesaplamalı akışkanlar dinamiği (CFD) yöntemiyle incelenmiştir. Çalışma kapsamında üç farklı fan koruma geometrisi modellenmiş ve her bir tasarım için türbülanslı akış çözümleri gerçekleştirilmiştir. Simülasyonlar, fırın haznesinin gerçek boyutlarına uygun olarak hazırlanmış 3B CAD modelleri üzerinden yürütülmüş; sınır koşulları olarak sirkülasyon fanı 1450 rpm'de dönecek şekilde tanımlanmış, çıkış koşulu ise sabit atmosfer basıncı olarak belirlenmiştir. Analizler sırasında özellikle pişirme tepsilerinin bulunduğu bölgelerdeki hız dağılımı dikkate alınarak hava hareketi değerlendirilmiştir. Sayısal sonuçlar, Tip-3 olarak adlandırılan fan koruma geometrisinin pişirme haznesi içerisinde hava hızını en homojen şekilde dağıttığını ve düşük hız bölgelerini en aza indirdiğini göstermiştir. Bu durum, pişirme yüzeylerinde daha dengeli bir ısı transferine olanak tanımakta; dolayısıyla pişirme süresinin kısalmasına ve enerji tüketiminin azalmasına katkı sağlamaktadır. Elde edilen bulgular, fan koruma sacı tasarımının yalnızca fiziksel güvenlik değil, aynı zamanda hava yönlendirme ve performans optimizasyonu açısından da kritik bir bileşen olduğunu ortaya koymaktadır. CFD analizlerinden elde edilen verilerin, ileri düzey tasarım optimizasyonlarında ve enerji verimli fırın sistemlerinin geliştirilmesinde temel girdiler sağlayabileceği sonucuna varılmıştır.

Anahtar Kelimeler: Gazlı endüstriyel pişirme fırını, fan koruma sacı, türbülanslı akış, hava dağılımı, CFD analizi, tasarım optimizasyonu.

GİRİŞ

Endüstriyel pişirme fırınları, özellikle yüksek kapasiteli yemek hizmeti sağlayan işletmelerde yaygın olarak kullanılmaktadır. Endüstriyel pişirme fırınları, elektrikli veya gaz (doğalgaz, LPG vb.) yakıtlı olarak işletmeler tarafından çalıştırılmaktadır.

Gazlı pişirme fırınlarında fan önündeki koruma sacı geometrisinin oluşturduğu hız dağılımı, fırın içi sıcaklık homojenliği ve pişirme kalitesi üzerinde doğrudan etkili bir parametredir. Bu bağlamda yapılan çok sayıda deneysel ve sayısal çalışma, fan yerleşimi, hava çıkış açıklıkları, jet darbesi, radyasyon-konveksiyon etkileşimi ve türbülanslı akış yapılarının fırın performansına etkilerini kapsamlı biçimde ortaya koymuştur.

Geleneksel ekmek pişirme fırınlarında radyasyon ve konveksiyon etkilerini ayırarak, ürün yüzeyine ulaşan ısı akısını sayısal olarak analiz etmiş ve ısı transferinin büyük oranda radyasyonla gerçekleştiğini göstermiştir (Ploteau vd, 2012). Ev tipi fırın üzerinde geliştirilen CFD tabanlı modelde, farklı fırın geometrileri test edilerek sıcaklık homojenliği artırılmıştır (Rek vd, 2012).

Konveksiyonlu fırınlarda fan çıkışındaki hava hızının sıcaklık dağılımına etkisini deneysel olarak doğrulamış; özellikle fan geometrisinin ve çıkış yönünün sıcaklık homojenliği üzerinde belirleyici olduğunu vurgulamışlardır (Smolka vd, 2013). Çok fonksiyonlu fırın üzerinde fan kapağı yapısında yapılan yapısal değişikliklerle sıcaklık farkını %50'ye varan oranda azaltmıştır (Yang vd, 2023).

Konveyörlü fırında türbülanslı hava jetlerinin fırın içi ısı transferine etkisi analiz edilmiştir ve en uygun tasarım parametreleri belirlenerek fan koruma sacı üzerindeki deliklerin konumlandırılmasına yönelik değerlendirmeler yapmışlardır. Geliştirilen fırın yapısı, ilk tasarıma kıyasla

fırında yaklaşık %20 performans artışı sağlamıştır (Shevade vd, 2019). Ev tipi fırın fan kapağındaki deliklerin konumunun, fırın içi hava akışı yönünü ve dolayısıyla sıcaklık dağılımını dramatik biçimde değiştirdiğini göstermiştir. En iyi sıcaklık homojenliği, çapraz yerleştirilmiş delik konfigürasyonlarında elde edilmiştir (Park vd, 2018).

Sirkülasyon fanı kullanılan bir fırında, fan devri ve baskılı devre kartı (PCB) konumunun sıcaklık dağılımı üzerindeki etkisini hem deneysel hem sayısal olarak analiz edilmiştir. Fan hızının artırılmasıyla sıcaklık homojenliği iyileşmiştir ancak bazı bölgelerde aşırı ısınma gözlemlendiği bildirilmiştir (Najib vd, 2015).

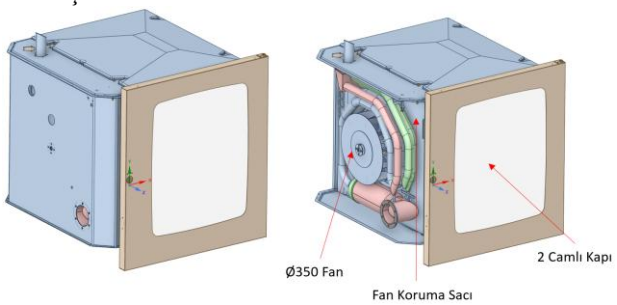
Konveksiyonlu bir fırında ön ısıtma süresini azaltmak amacıyla fan önündeki iç fan koruma sacı geometrisinin etkisini 3 boyutlu CFD simülasyonları ile incelemiştir. Çalışmada, pilot ölçekli bir gazlı fırın referans alınarak farklı fan kapağı tasarımları test edilmiş ve sıcaklık homojenliği, türbülans kinetik enerjisi ve ön ısıtma süresi gibi performans kriterleri değerlendirilmiştir. Simülasyonlar ANSYS CFX yazılımı ile gerçekleştirilmiş ve deneysel verilerle doğrulanmıştır. Farklı fan koruma sacı geometrileri (dairesel, dikdörtgen, delikli/deliksiz) karşılaştırılmış; en iyi performans, büyük yarıçaplı dairesel delikli fan koruma sacı konfigürasyonunda elde edilmiştir. Bu konfigürasyon, hem en düşük sıcaklık farkını (yüksek homojenlik), hem de en kısa ön ısıtma süresini sağlamıştır. Çalışma, fan önündeki koruma sacının sadece hava akış yönünü değil, aynı zamanda türbülans seviyesini ve dolayısıyla sıcaklık dağılımını da doğrudan etkilediğini göstermektedir. Özellikle fan koruma sacı yüzey alanı ile sıcaklık homojenliği arasında ters orantı, türbülans kinetik enerjisi ile ön ısıtma süresi arasında ise doğru orantı olduğu belirlenmiştir (Díaz-Ovalle vd, 2017).

Sonuç olarak, literatürdeki bu çalışmalar, fan koruma sacı geometrisinin (delik sayısı, konumu, yönü ve açıklık oranı) fırın içi hava akışını yönlendirme kapasitesini ve dolayısıyla sıcaklık homojenliğini doğrudan etkilediğini ortaya koymaktadır. Bu bağlamda, gazlı pişirme fırınlarında fan önündeki sac tasarımı, yalnızca mekanik değil, aynı zamanda termal ve akışkan dinamiği açısından da optimize edilmelidir.

MATERYAL VE METOD

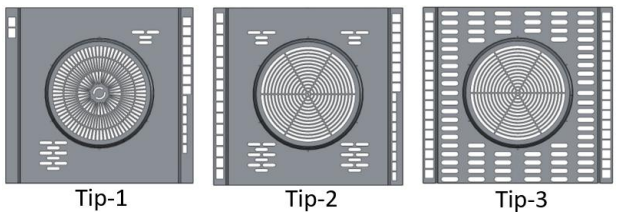
Bu çalışmada, GN 2/1x10 gastronom tepsi kapasitesine sahip bir gazlı pişirme fırını prototipi üzerinde (Şekil 1), fan önüne yerleştirilen üç farklı fan koruma sacı geometrisinin (Şekil 2) fırın içi hava akışı üzerindeki etkileri hesaplamalı akışkanlar dinamiği (CFD) yöntemiyle incelenmiştir (Şekil 3 ve Şekil 4). Kullanılan fan, 350 mm çapında radyal tipte olup, analizlerde 1450 rpm sabit dönme hızında çalışacak şekilde tanımlanmıştır.

CFD analizleri için fırın haznesi ve fan koruma sacları, gerçek boyutlara uygun olarak 3B CAD ortamında modellenmiştir. Her bir fan koruma sacı tipi (Tip-1, Tip-2 ve Tip-3) için ayrı ayrı türbülanslı akış çözümleri gerçekleştirilmiştir. Simülasyonlarda, fan çıkışı sabit atmosfer basıncı olarak belirlenmiş ve sınır koşulları bu doğrultuda tanımlanmıştır. Türbülans modeli olarak endüstride yaygın şekilde kullanılan k-ε modeli tercih edilmiştir.



Şekil 1. 10 x GN 2/1 kapasiteli gazlı endüstriyel pişirme fırını

Analizlerde özellikle pişirme tepsilerinin yer aldığı bölgelerdeki hız dağılımları dikkate alınarak hava hareketi değerlendirilmiştir. Bu kapsamda, hava akışının homojenliği, düşük hız bölgelerinin varlığı ve genel sirkülasyon performansı karşılaştırmalı olarak analiz edilmiştir.



Şekil 2. Gazlı endüstriyel pişirme fırın prototipinde kullanılan fan koruma sacı tipleri

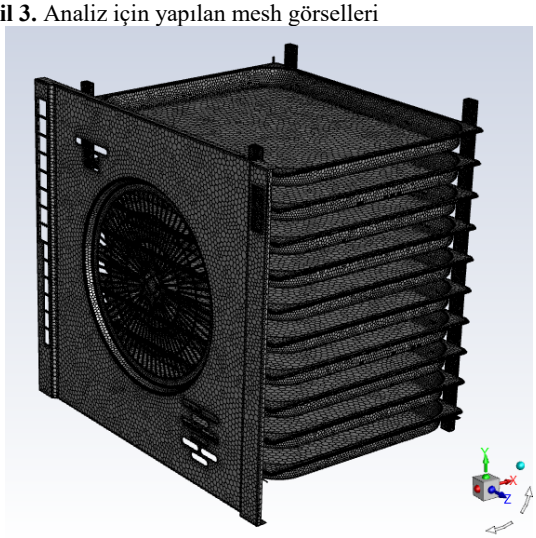
Tip-1 fan koruma sacı, merkezden dışa doğru uzanan radyal çizgilerle oluşturulmuş bir güneş ışını desenine sahiptir. Dış kenarlarda dikdörtgen havalandırma delikleri yer almaktadır. Bu yapı, hava akışını merkezden çevreye yönlendirmeye odaklanmıştır ancak bazı bölgelerde türbülans yaratma potansiyeli taşımaktadır.

Tip-2 tasarımı, merkezden dışa doğru yerleştirilmiş eş merkezli daireler ile bu daireleri kesen radyal çizgilerden oluşan bir ızgara yapısına sahiptir. Bu yapı, hava akışını daha kontrollü bir şekilde yönlendirmeyi amaçlamakta ve daha dengeli bir dağılım sağlamaktadır.

Tip-3 tasarımı, Tip-2'ye benzer bir yapıya sahip olmakla birlikte, daha sık yerleştirilmiş radyal çizgiler ile daha küçük ızgara bölmeleri oluşturur. Bu yoğun yapı, hava akışını daha homojen bir şekilde dağıtarak düşük hız bölgelerini azaltmaktadır. CFD analizlerinde en iyi performansı gösteren tasarım olarak öne çıkmıştır.



Şekil 3. Analiz için yapılan mesh görselleri



Şekil 4. Analiz için yapılan tip-1 model fan koruma sacının mesh detayı

BULGULAR VE TARTIŞMALAR

Gazlı pişirme fırınlarında fan önündeki koruma sacı geometrisi, fırın içi hava akışının yönlendirilmesinde kritik bir rol oynar. Bu sac, fanın oluşturduğu hava akımını fırın iç hacmine dağıtırken hem hız profilini hem de sıcaklık homojenliğini doğrudan etkilemektedir. Literatürdeki çalışmalar, bu geometrinin iyileştirilmesi pişirme kalitesini artırdığını ve enerji verimliliğini iyileştirdiğini göstermektedir.

Fan Koruma Sacı Geometrisinin Hız Dağılımına Etkisi:

- *Delik Konumu ve Sayısı*

Fan koruma sacı üzerindeki deliklerin konumu (üst, alt, sağ, sol) ve sayısı, hava akışının yönünü ve şiddetini belirler. Fırın fan kapağındaki dört deliğin farklı kombinasyonlarla açılıp kapatıldığı 15 farklı konfigürasyonu test etmiş ve çapraz yerleşimli deliklerin (örneğin sol üst ve sağ alt açık) en iyi sıcaklık homojenliğini sağladığını göstermiştir. Tek taraflı açıklıklar ise dengesiz akışa ve sıcaklık farklarına neden olmuştur (Park vd, 2018).

- *Delik Açıklığı ve Alanı*

Deliklerin toplam açıklık alanı, fan çıkışındaki hava hızını belirleyen temel parametrelerden biridir. Açıklık alanı azaldıkça çıkış hızı artar, ancak bu durum türbülans seviyesini ve dolayısıyla karışımı da etkiler. Fırında açıklık oranlarının optimize edilmesiyle sıcaklık farkını 29 °C'den 14 °C'ye düşürmüştür (Yang vd, 2023).

- *Delik Yönü ve Açısı*

Deliklerin yönü (fan eksenine göre açısı), hava jetlerinin fırın içindeki yayılımını belirler. Fırında jet yönünün yerleşimlerine bağlı olarak iyileştirilmesi gerektiği vurgulanmıştır. Özellikle jetlerin birbirine çok yakın veya çok uzak olması, çakışma veya ölü bölgeler oluşturabilir (Shevade vd, 2019).

- *Fan Hızı ve Dönüş Yönü*

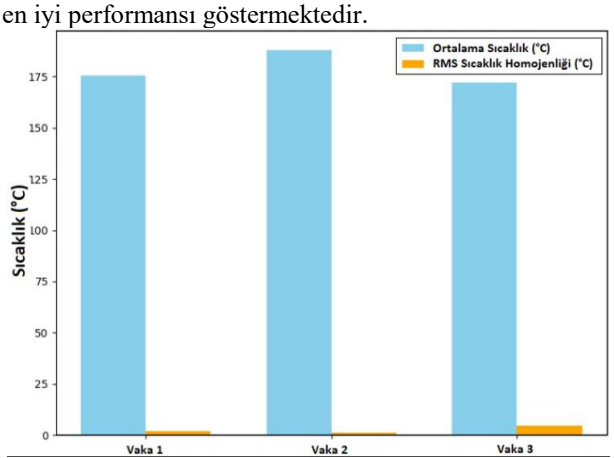
Fanın dönüş yönü ve devri, koruma sacı üzerindeki deliklerden çıkan hava akımının yönünü etkiler. Fırın fan devrinin artırılmasıyla sıcaklık homojenliğinin iyileştiği, ancak bazı bölgelerde aşırı ısınma oluşabileceğini göstermiştir (Najib vd, 2015). Bu nedenle fan hızı ile delik geometrisi birlikte optimize edilmelidir.

- *Akış Direnci ve Geri Dönüş*

Fan koruma sacı üzerindeki açıklıkların yerleşimi, fırın içindeki geri dönüş akımlarını da etkiler. Fırının bazı konfigürasyonlarda fanın kendi çıkışına geri emiş yaptığı ve bu durumun sıcaklık homojenliğini bozduğunu rapor etmiştir (Park vd, 2018). Bu nedenle, açıklıkların yerleşimi sadece çıkış yönü değil, geri dönüş yolları da dikkate alınarak tasarlanmalıdır.

Bu teknik değerlendirme, fan koruma sacı tasarımının sadece mekanik değil, aynı zamanda akışkanlar mekaniği ve ısı transferi açısından da optimize edilmesi gerektiğini ortaya koymaktadır. CFD destekli analizler, bu tür geometrik parametrelerin etkilerini önceden öngörmek ve prototip sayısını azaltmak açısından oldukça değerlidir.

"RMS temperature" (Root Mean Square Temperature), fırın içindeki sıcaklık dağılımının homojenliğini değerlendirmek için kullanılan istatistiksel bir ölçüdür.
Üç farklı fan delik konfigürasyonuna Vaka 1 (Ploteau vd, 2012)., Vaka 2 (Yang vd, 2023), Vaka 3 (Najib vd, 2015) göre ortalama sıcaklık ve RMS sıcaklık homojenliği değerlerini karşılaştırmaktadır (Şekil 5). Vaka 2 en yüksek sıcaklık ve en düşük sıcaklık farkı ile en iyi performansı göstermektedir.



Şekil 5. RMS ve ortalama sıcaklıklarının karşılaştırılması

RMS sıcaklık değeri, fırın içindeki her bir noktanın sıcaklığının, ortalama sıcaklıktan ne kadar sapma gösterdiğini ölçer. Matematiksel olarak şöyle ifade edilir:

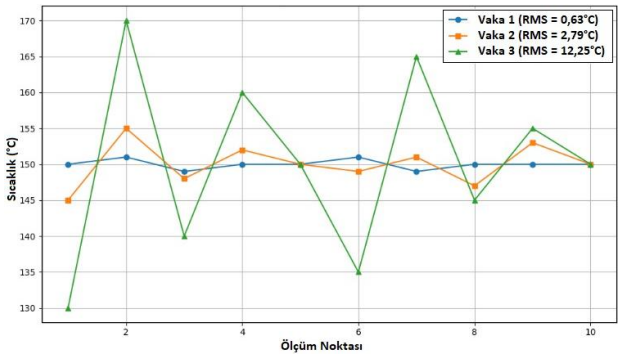
$$\text{RMS} = \sqrt{\frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N}(T_i - \bar{T})^2}$$

T_i : Her bir ölçüm noktasındaki sıcaklık
$\bar{T}$: Fırın içindeki ortalama sıcaklık
N: Ölçüm noktası sayısı

Düşük RMS değeri: Sıcaklık dağılımı homojendir, yani fırının her yerinde benzer sıcaklıklar vardır. Bu, pişirme kalitesi açısından istenen durumdur.

Yüksek RMS değeri: Sıcaklıklar arasında büyük farklar vardır, bu da bazı bölgelerin fazla, bazılarının az pişmesine neden olabilir.

RMS değeri, sıcaklıkların ortalamadan ne kadar sapma gösterdiğini ölçer. Bu nedenle, RMS ne kadar düşükse fırın içi sıcaklık dağılımı o kadar homojendir (Şekil 6).



Şekil 6. RMS sapması ve sıcaklık dağılımları

Aşağıda fan koruma sacı geometrisinin hava akışı üzerindeki etkisini belirleyen temel parametreleri özetlenmektedir:

Delik konumu: Havanın yönünü belirler.
Delik alanı: Hız ve türbülans seviyesini etkiler.
Delik açısı: Jet yönlendirmesini belirler.
Fan hızı: Akış kuvvetini ve karışımı etkiler.
Sıcaklık verileri: Performans göstergesi olarak kullanılır.

SONUÇLAR

Yapılan CFD analizleri sonucunda, fan koruma sacı geometrisinin gazlı endüstriyel pişirme fırın prototipinde hava akışı üzerinde belirleyici bir etkisi olduğu gözlemlenmiştir. Üç farklı tasarım arasında yapılan karşılaştırmada, Tip-3 olarak adlandırılan fan koruma geometrisinin, pişirme haznesi içerisinde hava hızını en homojen şekilde dağıttığı ve düşük hız bölgelerini en aza indirdiği tespit edilmiştir.

Bu durum, pişirme yüzeylerinde daha dengeli bir ısı transferine olanak tanımakta; dolayısıyla pişirme süresinin kısalmasına ve enerji tüketiminin azalmasına katkı sağlamaktadır. Tip-3 tasarımı, özellikle tepsi seviyelerinde daha kararlı ve yönlendirilmiş bir hava akışı sağlayarak, pişirme performansını optimize etmektedir.

Elde edilen bulgular, fan koruma sacı tasarımının yalnızca fiziksel güvenlik açısından değil, aynı zamanda hava yönlendirme ve termal performans geliştirilmesi açısından da kritik bir bileşen olduğunu ortaya koymaktadır. CFD analizlerinden elde edilen verilerin, ileri düzey tasarım optimizasyonlarında ve enerji verimli fırın sistemlerinin geliştirilmesinde temel girdiler sağlayabileceği sonucuna varılmıştır.

Ar-Ge faaliyetleri ile çeşitli fan koruma sacı tasarımlarının gazlı endüstriyel pişirme fırın prototipi içerisinde fiziksel güvenlik sağlanması yanısıra hava yönlendirme ve performans optimizasyonu açısından da kritik bir bileşen olarak değerlendirilmiştir.

KAYNAKLAR

Díaz-Ovalle, C.O., Martínez-Zamora, R., González-Alatorre, G., Rosales-Marines, L., & Lesso-Arroyo, R. (2017). An approach to reduce the pre-heating time in a convection oven via CFD simulation. *Food and Bioproducts Processing*, 102, 98–106.

Najib, A.M., Abdullah, M.Z., Khor, C.Y., & Saad, A.A. (2015). Experimental and numerical investigation of 3D gas flow temperature field in infrared heating reflow oven with circulating fan. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 87, 49–58.

Park, S.H., Kim, Y.H., Kim, Y.S., & Ha, M.Y. (2018). Numerical study on the effect of different hole locations in the fan case on the thermal performance inside a gas oven range. *Applied Thermal Engineering*, 137, 123–133.

Ploteau, J.P., Nicolas, V., & Glouannec, P. (2012). Numerical and experimental characterization of a batch bread baking oven. *Applied Thermal Engineering*, 48, 289–295.

Rek, Z., Rudolf, M., & Zun, I. (2012). Application of CFD simulation in the development of a new generation heating oven. *Journal of Mechanical Engineering*, 58(2), 134–144.

Shevade, S., Rahman, M., & Guldiken, R. (2019). Optimization of turbulent air jet impingement for energy efficient commercial cooking. *Energy Procedia*, 160, 691–698.

Smolka, J., Bulinski, Z., & Nowak, A.J. (2013). The experimental validation of a CFD model for a heating oven with natural air circulation. *Applied Thermal Engineering*, 54, 387–398.

Yang, Z., Cheng, D., Su, B., Ji, C., Huang, J., Li, H., & Zhang, K. (2023). Study on the optimization of temperature uniformity in the oven under the forced convection mode. *Scientific Reports*, 13, 12486.

TİPİK METEOROLOJİK YILLARIN FARKLI YÖNTEMLERLE OLUŞTURULMASI

Cihan GEÇİM* , İsmail EKMEKÇİ**
*İstanbul Ticaret Üniversitesi Lisansüstü Eğitim Enstitüsü, Endüstri Mühendisliği Bölümü,
Küçükyalı, İSTANBUL, gecimcihan@gmail.com
**İstanbul Ticaret Üniversitesi, Mühendislik ve Tasarım Fakültesi, Endüstri Mühendisliği Bölümü,
Küçükyalı, İSTANBUL, iekmekci@ticaret.edu.tr

Özet: Bu çalışma, Trakya ve Marmara Bölgesi'nden seçilen beş şehir (Edirne, Kırklareli, Tekirdağ, Kocaeli, Sakarya) için 2020–2024 yıllarına ait saatlik meteorolojik veriler kullanarak Tipik Meteorolojik Yıl (TMY) verilerinin farklı yöntemlerle oluşturulmasını amaçlamaktadır. Finkelstein Schafer, Ashrae ve Jiang FS yöntemleri, Degree-Day ve Degree-Hour hesaplamaları ile frekans-temelli BinData metodu karşılaştırmalı olarak uygulanmıştır. Sonuçlar, farklı yöntemlerin iklim temsili ve enerji analizlerinde farklı güçlü yönlere sahip olduğunu göstermiştir. Çalışma, güncel verilerle hazırlanan TMY'lerin bina enerji performansı ve iklim odaklı mühendislik uygulamalarında daha güvenilir çıktılar sunduğunu ortaya koymaktadır. Her yöntemin meteorolojik verileri temsil kabiliyeti değerlendirilmiş, farklı yöntemlerle oluşturulan TMY'lerin iklim temsili, enerji simülasyonları ve tasarım kararlarına etkisi analiz edilmiştir. Sonuçlar, klasik ortalamalara dayalı yöntemlerin genel eğilimleri yansıtmada başarılı olduğunu; ancak saatlik düzeyde analiz gerektiren uygulamalarda BinData gibi detaylı yöntemlerin tamamlayıcı bir rol oynadığını ortaya koymuştur.
Anahtar Kelimeler: Tipik Meteorolojik Yıl, İklim Verisi, Finkelstein Schafer, Degree-Day, Degree-Hour, BinData

COMPARATIVE ANALYSIS OF METHODS FOR GENERATING TYPICAL METEOROLOGICAL YEARS (TMY)

Abstract: This study aims to construct Typical Meteorological Year (TMY) datasets for five selected cities in the Thrace and Marmara Regions of Türkiye (Edirne, Kırklareli, Tekirdağ, Kocaeli, Sakarya) using hourly meteorological data from the years 2020–2024. The Finkelstein Schafer, Ashrae ve Jiang methods, Degree-Day and Degree-Hour calculations, and the frequency-based BinData method were comparatively applied. The findings reveal that each method has distinct strengths in representing climate characteristics and conducting energy analyses. The study demonstrates that TMY datasets created with up-to-date data offer more reliable outcomes for building energy performance assessments and climate-focused engineering applications. The representation capabilities of each method were evaluated, and the impact of TMY construction methods on energy simulations and design decisions was analyzed. The results show that while traditional average-based methods are successful in reflecting general trends, more detailed methods such as BinData play a complementary role in applications requiring hourly analysis.
Keywords: Typical Meteorological Year, Climate data,Finkelstein Schafer, Degree-Day, Degree-Hour, BinData

GİRİŞ

Küresel iklim değişikliği, artan enerji talebi ve sürdürülebilir bina tasarımı ihtiyacı, meteorolojik verilerin güvenilir ve detaylı analizini zorunlu kılmaktadır. Bu bağlamda, bir bölgenin uzun dönemli iklim koşullarını tek bir yıllık veri setiyle temsil eden Tipik Meteorolojik Yıl (TMY) verileri, bina enerji performans analizleri, iklimlendirme sistemlerinin boyutlandırılması, yenilenebilir enerji sistemlerinin tasarımı ve iklimsel konfor değerlendirmeleri gibi birçok mühendislik uygulamasında kritik bir girdi olarak kullanılmaktadır (Hall et al., 1978; Kalogirou, 2003). Literatürde TMY oluşturmak amacıyla birçok yöntem geliştirilmiştir. Bu yöntemler arasında Finkelstein-Schaefer (FS) yöntemi (Finkelstein & Schafer, 1971), hem ortalama hem de uç değerleri dikkate alan yapısıyla yaygın olarak kullanılmakta; ağırlıklı varyantı ise parametre bazlı önem derecelerini dikkate alarak daha gerçekçi sonuçlar sunmaktadır (Kalbassi et al., 2011). Bununla birlikte kullanılan Ashrae ve Jiang metotları ile de belirli parametler için farklı ağırlıklandırmalar ile 3 ayrı TMY oluşturulmuş; daha sonra HDD, CDD, HDD, CDH değerleri bulunmuş; bulunan değerler literatürdeki çalışmalar ile kıyaslanmıştır. Ayrıca, Degree-Day **ve** Degree-Hour metotları, sıcaklık temelli ısıtma/soğutma enerji yüklerini hesaplamak için bina enerji analizlerinde pratik çözümler sunmaktadır (ASHRAE, 2017; Yılmaz, 2019).

Son yıllarda frekans temelli analiz yöntemleri de önem kazanmış; özellikle saatlik verilerin sınıflandırılmasıyla

çalışan BinData yöntemi, kısa süreli iklimsel değişimleri ve mikroklimatik dalgalanmaları daha detaylı bir şekilde analiz edebilme imkânı sunmuştur (Pusat, 2017). Ancak Türkiye özelinde, özellikle Marmara ve Trakya Bölgesi'ne ait yüksek çözünürlüklü (saatlik) meteorolojik veriler kullanılarak yapılan çok yöntemli TMY analizleri sınırlıdır (Yılmaz & Ekmekçi, 2017; Yılmaz et al., 2018). Bu çalışmamızın amacı, 2020–2024 dönemine ait güncel ve detaylı meteorolojik verilerle, ağırlıklı FS yöntemleri, Degree-Day/Degree-Hour hesaplamaları ve BinData metodu kullanılarak TMY verileri oluşturmaktır. Farklı yöntemlerin iklim temsili, enerji analizi çıktıları ve mühendislik uygulamalarına etkisi karşılaştırmalı olarak değerlendirilmiş; elde edilen sonuçlarla literatüre yeni bir katkı sunulmuştur.

YÖNTEM

Bu çalışmada, Tipik Meteorolojik Yıl (TMY) oluşturmak ve enerji performans analizleri yapmak amacıyla farklı temel yöntemler uygulanmıştır: Finkelstein-Schaefer (FS) yöntemi ile Ashrae ve Jiang, metotları, Degree-Day / Degree-Hour hesaplamaları ve BinData frekans analiz yöntemi.

FS yöntemi, her bir meteorolojik parametre için aday yılların kümülatif dağılım fonksiyonları (CDF) ile referans dağılım arasındaki mutlak farkların ortalaması alınarak hesaplanmış ve her ay için en düşük FS skoruna sahip yıl seçilmiştir. Ağırlıklı FS yaklaşımında, sıcaklık, radyasyon, nem gibi parametrelere enerji performansındaki önem derecelerine göre ağırlıklar atanarak çok kriterli değerlendirme yapılmıştır.

$$S_n(X) = \begin{cases} 0 & \text{for } X < X_1 \\ (k-0.5)/n & \text{for } X_k < X < X_{k+1} \\ 1 & \text{for } X > X_n \end{cases} \quad (1)$$

$$FS_{Xl}(y,m) = \frac{1}{N_d}\sum_{j=1}^{N_d} \left| CDF_m(X_{ij}) - CDF_{y,m}(X_{i,j}) \right| \quad (2)$$

$$WS(y,m) = \frac{1}{N_P}\sum_{i=1}^{N_p} WF_{X_i}.FS_{x_i}(y,m) \quad (3)$$

$$\sum_{i=1}^{N_p} WF_{x_i} = 1 \quad (4)$$

Seçilen TMY verileri üzerinden ısıtma ve soğutma yüklerini temsil eden Degree-Day (HDD/CDD) ve Degree-Hour (HDH/CDH) değerleri hesaplanmıştır. Bu analizlerde ısıtma için 18 °C, soğutma için 23,3 °C değerleri baz alınmıştır. Meteoroloji Genel Müdürlüğü ise 15°C ile 22°C referans değerlerine göre işlem yapmıştır.

$$HDH = \Sigma_{i=1}^{N} = (T_b - T_i)^+ \quad (5)$$

$$CDH = \Sigma_{i=1}^{N} = (T_i - T_b)^+ \quad (6)$$

$$HDD = \Sigma_{i=1}^{N} = (T_b - \bar{T}_ı)^+ \quad (7)$$

$$CDD = \Sigma_{i=1}^{N} = (\bar{T}_ı - T_b)^+ \quad (8)$$

Son olarak saatlik sıcaklık, nem ve radyasyon verileri belirli aralıklara (bin'lere) ayrılarak BinData yöntemi ile frekans dağılımları oluşturulmuş; mikroklimatik değişimlerin enerji yüklerine etkisi değerlendirilmiştir.

$$Q_{bin,i} = Nbin,i\frac{Ktot}{\eta}(Tb - TO,i)^+ \quad (9)$$

BULGULAR VE TARTIŞMA

Ağırlıklı FS yöntemleri, genel iklim eğilimlerinin temsili açısından yöntemlerin farklılıklarına göre sonuçlar vermiştir. Ağırlıklı FS ile yapılan seçimlerde, enerji açısından kritik parametrelere verilen ağırlıkların TMY seçimini anlamlı şekilde etkilediği görülmüştür. Özellikle sıcaklık ve güneş radyasyonu gibi parametrelerin doğru temsil edilmesi, enerji simülasyon sonuçlarının güvenilirliği açısından önem taşımaktadır. Degree-Day ve Degree-Hour analizleri, TMY'lerin enerji ihtiyacını temsil etmedeki farklılıkları göstermiştir. Kıyı şehirlerinde soğutma yükü daha yüksek çıkarken, iç bölgelerde ısıtma yüklerinin ön planda olduğu tespit edilmiştir. Bu durum, yerel iklimin enerji stratejilerine olan etkisini açıkça ortaya koymuştur. BinData yöntemi ile saatlik frekans analizleri yapılmış, ekstrem sıcaklıklar ve güneşlenme süresi gibi parametrelerin gün içindeki dağılımları ayrıntılı biçimde incelenmiştir. Bu yöntem, klasik yıllık ortalama temelli yöntemlerin ötesine geçerek, enerji yüklerinin saatlik planlamasına doğrudan katkı sağlayabilecek bir detay düzeyi sunmuştur.

Tablo 1. Edirne İli için Ağırlıklı Skor Değerleri

Ay	Seçilen Yıl Finkelstein & Schafer (1971)	Ağırlıklı Skor	Seçilen Yıl Ashrae (2001)	Ağırlıklı Skor	Seçilen Yıl Jiang (2010)	Ağırlıklı Skor
1	2022	0,0693	2024	0,0667	2024	0,0668
2	2020	0,0466	2020	0,0445	2020	0,0445
3	2020	0,0670	2020	0,0686	2020	0,0686
4	2022	0,0583	2022	0,0531	2022	0,0531
5	2020	0,0624	2020	0,0547	2020	0,0547
6	2022	0,0513	2022	0,0509	2022	0,0509
7	2020	0,0565	2020	0,0583	2020	0,0583
8	2022	0,0575	2022	0,0540	2022	0,0540
9	2024	0,0533	2024	0,0490	2024	0,0490
10	2022	0,0857	2020	0,0729	2020	0,0729
11	2021	0,0601	2021	0,0546	2021	0,0546
12	2021	0,0628	2021	0,0528	2021	0,0528

Tablo 2.Kırklareli İli için Ağırlıklı Skor Değerleri

Ay	Seçilen Yıl Finkelstein & Schafer (1971)	Ağırlıklı Skor	Seçilen Yıl Ashrae (2001)	Ağırlıklı Skor	Seçilen Yıl Jiang (2010)	Ağırlıklı Skor
1	2022	0,1200	2021	0,1639	2021	0,1714
2	2022	0,1093	2020	0,1435	2020	0,1450
3	2020	0,0975	2023	0,1361	2023	0,1438
4	2020	0,1116	2020	0,1395	2020	0,1433
5	2020	0,1006	2020	0,1360	2020	0,1403
6	2022	0,1068	2023	0,1463	2023	0,1474
7	2021	0,0923	2021	0,1306	2021	0,1328
8	2024	0,1022	2021	0,1451	2024	0,1483
9	2020	0,1100	2024	0,1420	2024	0,1493
10	2022	0,1334	2022	0,1667	2024	0,1686
11	2021	0,1273	2021	0,1609	2021	0,1588
12	2022	0,1383	2022	0,1705	2023	0,1724

Tablo 3. Kocaeli İli için Ağırlıklı Skor Değerleri

Ay	Seçilen Yıl Finkelstein & Schafer (1971)	Ağırlıklı Skor	Seçilen Yıl Ashrae (2001)	Ağırlıklı Skor	Seçilen Yıl Jiang (2010)	Ağırlıklı Skor
1	2023	0,1462	2023	0,1388	2023	0,1411
2	2023	0,1470	2023	0,1206	2023	0,1322
3	2021	0,1087	2021	0,0998	2021	0,1101
4	2021	0,0751	2021	0,0726	2022	0,0763
5	2021	0,1063	2022	0,0986	2022	0,1019
6	2022	0,0914	2022	0,0856	2022	0,0933
7	2021	0,0790	2021	0,0664	2021	0,0706
8	2022	0,0907	2022	0,0727	2022	0,0796
9	2021	0,1386	2022	0,1176	2022	0,1277
10	2022	0,1379	2022	0,1240	2022	0,1360
11	2022	0,1154	2022	0,0955	2022	0,0956
12	2022	0,1218	2022	0,1083	2022	0,1061

Tablo 4. Sakarya İli için Ağırlıklı Skor Değerleri

Ay	Seçilen Yıl Finkelstein & Schafer (1971)	Ağırlıklı Skor	Seçilen Yıl Ashrae (2001)	Ağırlıklı Skor	Seçilen Yıl Jiang (2010)	Ağırlıklı Skor
1	2022	0,0773	2024	0,0642	2024	0,0662
2	2020	0,0528	2020	0,0511	2020	0,0460
3	2020	0,0693	2021	0,0705	2020	0,0750
4	2022	0,0523	2022	0,0437	2022	0,0425
5	2024	0,0565	2020	0,0572	2020	0,0543
6	2020	0,0729	2020	0,0790	2020	0,0737
7	2023	0,0631	2023	0,0510	2023	0,0533
8	2023	0,0774	2023	0,0567	2023	0,0676
9	2022	0,0701	2022	0,0574	2022	0,0652
10	2024	0,0796	2024	0,0717	2024	0,0749
11	2021	0,0599	2021	0,0519	2021	0,0532
12	2022	0,0529	2022	0,0441	2022	0,0466

Tablo 5. Tekirdağ İli için Ağırlıklı Skor Değerleri

Ay	Seçilen Yıl Finkelstein & Schafer (1971)	Ağırlıklı Skor	Seçilen Yıl Ashrae (2001)	Ağırlıklı Skor	Seçilen Yıl Jiang (2010)	Ağırlıklı Skor
1	2021	0,0717	2021	0,0684	2021	0,0734
2	2020	0,0465	2020	0,0501	2020	0,0395
3	2021	0,0825	2021	0,0943	2020	0,0961
4	2022	0,0486	2022	0,0488	2022	0,0487
5	2020	0,0533	2020	0,0534	2020	0,0493
6	2022	0,0635	2022	0,0613	2022	0,0654
7	2021	0,0683	2023	0,0613	2023	0,0630
8	2021	0,0574	2021	0,0473	2021	0,0483
9	2022	0,0609	2022	0,0536	2022	0,0570
10	2022	0,0673	2022	0,0593	2022	0,0671
11	2022	0,0822	2021	0,0752	2021	0,0747
12	2021	0,0687	2024	0,0650	2021	0,0633

Tablo 6. Derece-Gün ve Derece-Saat Sonuçlarının Karşılaştırılması

Şehir	Dönem	HDD	CDD	HDH	CDH	HDD (%)	CDD (%)	HDH (%)	CDH (%)
Edirne	1989–2012	3202.10	1450.40	52725.60	9036.50	–47.6%	–75.8%	–19.2%	+23.7%
	2020–2024	1677.39	350.38	42594.40	11170.7				
Kırklareli	1989–2012	3771.10	953.20	31394.70	3644.50	–51.4%	–81.1%	+45.4%	+90.7%
	2020–2024	1831.56	179.69	45639.50	6951.9				
Kocaeli	1989–2012	2444.50	1270.00	39638.20	6176.00	–41.9%	–82.3%	–10.1%	+25.3%
	2020–2024	1419.36	224.75	35663.30	7739.7				
Sakarya	1989–2012	2551.30	897.70	42581.40	5608.10	–41.6%	–76.7%	–11.1%	+39.6%
	2020–2024	1490.40	209.15	37859.00	7830.1				
Tekirdağ	1989–2012	3006.20	899.90	47447.40	4254.80	–46.6%	–80.9%	–17.3%	+22.7%
	2020–2024	1603.53	172.05	39230.60	5223.4				

Tablo 7'de sunulan 1989–2012 dönemine ait 23 yıllık meteorolojik verilere bağlı olarak Yılmaz (2019) tarafından elde edilmiş olan değerlerdir.

Tablo 7. Edirne İli için HDD ve CDD Sonuçlarının Karşılaştırılması

MGM Edirne	Yıl	HDD	CDD
1	2020	1731	435
2	2021	1829	388
3	2022	1765	436
4	2023	1540	468
5	2024	1548	635
	Toplam	8413	2362
	Ortalama	1682,6	472,4
Finkelstein & Schafer	TMY	1736,46	313.55
Ashrae	TMY	1677.39	350.38
Jiang	TMY	1673,72	319,25

Tablo 8. Kırklareli İli için HDD ve CDD Sonuçlarının Karşılaştırılması

MGM	Yıl	HDD	CDD
1	2020	1865	247
2	2021	2026	266
3	2022	1944	255
4	2023	1744	316
5	2024	1732	409
	Toplam	9311	1493
	Ortalama	1862,2	298,6
Finkelstein & Schafer	TMY	1449.87	159.09
Ashrae	TMY	1831.56	179.69
Jiang	TMY	1387,15	166,45

Tablo 9. Kocaeli İli için HDD ve CDD Sonuçlarının Karşılaştırılması

MGM Kocaeli	Yıl	HDD	CDD
1	2020	1213	237
2	2021	1299	305
3	2022	1476	308
4	2023	1176	324
5	2024	1148	492
	Toplam	6312	1666
	Ortalama	1262,4	333,2
Finkelstein & Schafer	TMY	1381,94	200
Ashrae	TMY	1419.36	224.75
Jiang	TMY	1707,43	364,23

Tablo 10. Sakarya İli için HDD ve CDD Sonuçlarının Karşılaştırılması

MGM	Yıl	HDD	CDD
1	2020	1330	425
2	2021	1400	244
3	2022	1519	245
4	2023	1235	265
5	2024	1299	428
	Toplam	6783	1607
	Ortalama	1356,6	321,4
Finkelstein & Schafer	TMY	1475.06	198,63
Ashrae	TMY	1490.40	209.15
Jiang	TMY	1399,45	387,75

Tablo 11. Tekirdağ İli için HDD ve CDD Sonuçlarının Karşılaştırılması

MGM Tekirdağ	Yıl	HDD	CDD
1	2020	1638	234
2	2021	1679	256
3	2022	1678	242
4	2023	1444	299
5	2024	1457	385
	Toplam	7896	1416
	Ortalama	1579,2	283
Finkelstein & Schafer	TMY	1644,25	172
Ashrae	TMY	1594,19	172,02
Jiang	TMY	1601,38	172,04

Tablo 12. TMY içinKullanılan Parametreler ve Ağırlıkları

Parametre	**FS (1971)[1]**	**Ashrae (2001)[2]**	**Jiang (2010)[3]**
Maks. Kuru Termometre Sıcaklığı	1/24	5/100	5/100
Min. Kuru Term. Sıc.	1/24	5/100	5/100
Ort. Kuru Term. Sıc.	2/24	30/100	30/100
Maks. Çiğ Nokt. Sıc.	1/24	-	2.5/100
Min. Çiğ Nokt. Sıc.	1/24	-	2.5/100

Ort. Çiğ Nokt. Sıc.	2/24	-	5/100
Maks. Rüzgâr Hızı	2/24	5/100	5/100
Ort. Rüzgâr Hızı	2/24	5/100	5/100
Toplam Yat. Güneş Rady.	12/24	40/100	40/100
Doğru. Güneş Radyasy.	-	-	-
Bağıl Nem	-	10/100	-

Tablo 13. Edirne İli için 2020-2024 yıllarına ait ASHRAE_2001 ile elde edilen TMY için Bindata Sonuçları

Aralık	0≤t<2	2≤t<4	4≤t<6	6≤t<8	8≤t<10	10≤t<12	12≤t<14	14≤t<16	16≤t<18	18≤t<20	20≤t<22	22≤t<24	Total
-8≤T<-6	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
-6≤T<-4	2	5	5	2	0	0	0	0	0	0	0	1	15
-4≤T<-2	9	9	10	10	0	1	0	2	2	0	2	7	52
-2≤T<0	14	19	29	19	8	1	2	0	2	9	14	14	131
0≤T<2	38	46	42	30	18	6	5	9	17	26	25	35	297
2≤T<4	37	47	50	46	23	15	9	13	21	15	29	32	337
4≤T<6	67	64	59	48	37	25	25	25	25	40	53	62	530
6≤T<8	55	42	51	59	42	31	26	30	32	49	54	54	525
8≤T<10	57	56	47	42	58	43	31	25	44	53	52	51	559
10≤T<12	45	56	49	46	57	57	45	44	62	64	52	56	633
12≤T<14	80	92	71	43	35	53	68	60	55	47	60	71	735
14≤T<16	69	51	49	45	40	46	49	60	56	64	80	68	677
16≤T<18	51	40	45	39	51	44	48	49	46	56	42	37	548
18≤T<20	47	76	55	58	38	42	39	36	50	47	47	53	588
20≤T<22	86	76	68	37	40	34	35	48	38	39	44	58	603
22≤T<24	48	33	57	40	45	47	51	46	49	49	57	65	587
24≤T<26	16	8	25	61	35	43	48	56	46	45	63	43	489
26≤T<28	8	0	6	58	53	39	34	29	36	48	36	12	359
28≤T<30	0	0	0	36	60	41	37	41	38	39	14	8	314
30≤T<32	0	0	0	12	56	62	47	34	45	23	4	0	283
32≤T<34	0	0	0	0	31	60	60	60	36	7	1	0	255
34≤T<36	0	0	0	0	5	31	39	34	17	3	0	0	129
36≤T<38	0	0	0	0	0	9	25	23	7	0	0	0	64
38≤T<40	0	0	0	0	0	1	6	5	3	0	0	0	15
40≤T<42	0	0	0	0	0	0	0	2	0	0	0	0	2
42≤T<44	0	0	0	0	0	0	1	0	0	0	0	0	1

SONUÇLAR VE YORUMLAR

Bu çalışma, Trakya ve Marmara Bölgesi'nden seçilen beş şehir için 2020–2024 dönemine ait saatlik meteorolojik verilerle Tipik Meteorolojik Yıl (TMY) belirlemeyi ve bu verilerin enerji analizlerinde kullanılabilirliğini incelemeyi amaçlamıştır. Finkelstein-Schaefer (FS), Ashrae ve Jiang, Degree-Day/Degree-Hour (HDD/CDD ve HDH/CDH) ve BinData yöntemleri karşılaştırmalı olarak uygulanmıştır.

Yöntemler arasında yapılan karşılaştırmalar, Ağırlıklı FS yöntemlerinin uzun dönem iklim ortalamalarını istatistiksel olarak temsil etmede etkili olabileceğini göstermiştir. Degree-Day ve Degree-Hour analizleri, bölgesel ısıtma ve soğutma enerji ihtiyaçlarının miktarını ortaya koymuştur. şehirler arası ısıtma ve soğutma enerji ihtiyaçları karşılaştırılmıştır. Bulgular, Edirne ve Kırklareli gibi şehirlerde ısıtma ihtiyacının, Kocaeli, Sakarya ve Tekirdağ'da ise soğutma ihtiyacının öne çıktığını göstermektedir. HDH ve CDH analizleriyle, saatlik sıcaklık değişimlerinin enerji planlamasında dikkate alınmasının önemi vurgulanmıştır yorumlanmasına olanak sağlamıştır. Şehirlerin verilerine göre değerilerini göstermiştir.

Bindata analizine göre Edirne'de sıcaklıklar yıl boyunca ağırlıklı olarak 0–12 °C ve 12–24 °C aralıklarında yoğunlaşmaktadır. Ekstrem değerler (0 °C altı, 30 °C üstü) nadir görülmüştür. Bu dağılım, özellikle ısıtma-soğutma sistemlerinin kapasite tasarımında dikkate alınmalıdır. Aynı yöntem diğer şehirlerde de uygulanmış, böylece şehirler arası mikroklimatik farklar saatlik bazda net şekilde ortaya konmuştur. Frekans tabanlı bu analiz, enerji planlaması ve verimlilik uygulamalarında daha hassas sonuçlar sunmaktadır.

Çalışma sonuçları, farklı yöntemlerin farklı hedefler için kullanılmasının gerekliliğini ortaya koymuş; tek bir yöntemin tüm ihtiyaçları karşılamayabileceğini göstermiştir. Güncel ve yüksek çözünürlüklü veri kullanımı sayesinde elde edilen TMY'ler, hem literatürdeki klasik TMY yaklaşımlarıyla örtüşmüş hem de daha yüksek doğrulukla mikroklimatik değişimleri yansıtmıştır. Bu bağlamda,literatürde önerilen çoklu analiz yaklaşımı desteklenmiş ve enerji verimliliği odaklı tasarımlar için daha örnek bir çalışma sağlanmıştır.

KAYNAKLAR

ASHRAE, 2017, ASHRAE Handbook: Fundamentals (SI ed.), American Society of Heating, Refrigerating and Air-Conditioning Engineers, Atlanta, USA.

Finkelstein J. M. ve Schafer R. E., 1971, Statistical evaluation of meteorological data for building energy analysis, Journal of Applied Meteorology, 10(5), 661–665.

Hall I. J., Prairie R. R., Anderson H. E. ve Boes E. C., 1978, Generation of a typical meteorological year, Proc. of the Annual Meeting of the American Section of the International Solar Energy Society, 669–671.

Kalbassi M. R., Farshchi M. ve Mahdavi A., 2011, Generating typical meteorological year data using weighted statistical selection method, Iranian Journal of Environmental Health Science & Engineering, 8(2), 137–148.

Kalogirou S. A., 2003, Generation of typical meteorological year (TMY) data for Nicosia, Cyprus, Renewable Energy, 28(15), 2317–2334.

Meteoroloji Genel Müdürlüğü, 2024, Gün Derece Verileri, https://www.mgm.gov.tr/veridegerlendirme/gun-derece.aspx (Erişim tarihi: 10.07.2025)

Pusat Ş., 2015, Binaların saatlik enerji analizleri için iklim verilerinin frekans bazlı değerlendirilmesi, Yüksek Lisans Tezi, Gazi Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Ankara.

Yılmaz S., 2019, Binaların enerji analizi amacıyla Türkiye için Tipik İklim Yılı ve iklim veri kütüğü oluşturma, Doktora Tezi, Marmara Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul.

Yılmaz S. ve Ekmekçi İ., 2017, A typical meteorological year determination method for building energy analysis in Turkey, Energy Procedia, 111, 221–230.

BİYO–ATIKLARDAN SUBAZLI REÇİNE KULLANILARAK ÜRETİLEN YALITIM MALZEMESİNİN YANMA DAYANIMININ OPTİMİZASYONU

Jülide ERKMEN[a], Rıdvan YAKUT[b], Benek HAMAMCI[b]
Kafkas University, Faculty of Engineering, Architecture, Department of Chemical Engineering, Kars/ Türkiye,
jerkmen@kafkas.edu.tr*
Kafkas University, Faculty of Engineering, Architecture, Department of Mechanical Engineering Kars/Türkiye,
ryakut@kafkas.edu.tr, benekkaraali@hotmail.com

Özet: Bu çalışmada buğday samanı, kaz tüyü ve orman ürünleri sanayisinin atıklarının değerlendirilerek ekonomiye kazandırılması amaçlanmıştır. Bu atıklar ile birlikte çevre dostu su bazlı PVA stren akrilik copolimer bağlayıcı olarak kullanılarak sürdürülebilir bir yalıtım malzemesi üretilmiştir. Deney optimizasyonu ve tasarımı için Yanıt Yüzey Metodu (YYM) Box-Behnken Tasarımı (BBT) kullanılmıştır. Yanma dayanımını artırmak için alüminyum oksit (AL_2O_3), magnezyum oksit (MgO) ve çinko borat ($Zn[B_3O_4(OH)_3]$) kullanılmıştır. Kullanılan malzemeler içinde en uygun $Zn[B_3O_4(OH)_3]$ olmuştur ve optimizasyon işlemi $Zn[B_3O_4(OH)_3]$ üzerinden yapılmıştır. Sonuçlar bu bileşiklerin selülozik esaslı dolgu ve su bazlı polimer bağlayıcıların kullanıldığı malzemeler için yanma geciktirici olarak kullanılabileceğini ortaya koymuştur. Bu üç bileşen arasında en etkili olanın, yapısında 3 gram $Zn[B_3O_4(OH)_3]$ içeren S11 numunesi olduğu; bu numunenin, ateşin varlığına rağmen iki dakika içinde sönmeye başladığı ve ateş kaynağı uzaklaştırıldığında hemen söndüğü gözlemlenmiştir. Elde edilen sonuçlar, bu malzemelerin yeşil kimlik, teknik performans, ekonomik uygunluk ve çevresel etkiler açısından geleneksel malzemelere alternatif olabilecek potansiyele sahip olduğunu göstermiştir.
Anahtar kelimeler: Yanma Önleyici, Buğday Samanı, Odun Talaşı, Kaz Tüyü, Su Bazlı Polimer

OPTIMIZATION OF THE FIRE RESISTANCE OF AN INSULATION MATERIAL PRODUCED FROM BIO-WASTES USING A WATER-BASED RESIN

Abstract: In this study, it was aimed to valorize wheat straw, goose feathers, and waste materials from the forest products industry by converting them into economically valuable products. A sustainable insulation material was produced using these waste materials in combination with an environmentally friendly, water-based polyvinyl alcohol (PVA)–styrene acrylic copolymer binder. For experimental optimization and design, the Response Surface Methodology (RSM) with Box-Behnken Design (BBD) was employed. To enhance fire resistance, aluminum oxide (Al_2O_3), magnesium oxide (MgO), and zinc borate ($Zn[B_3O_4(OH)_3]$) were used. Among the materials tested, $Zn[B_3O_4(OH)_3]$ was found to be the most effective, and the optimization process was carried out based on this compound.
The results indicated that these compounds can function as flame retardants in materials composed of cellulosic fillers and water-based polymer binders. Among the three flame retardants tested, the most effective was sample S11, which contained 3 grams of $Zn[B_3O_4(OH)_3]$. This sample began to self-extinguish within two minutes despite the continued presence of the flame, and it was observed to extinguish immediately upon removal of the flame source.
The findings demonstrate that the developed materials possess the potential to serve as alternatives to conventional insulation materials in terms of green credentials, technical performance, economic feasibility, and environmental impact.
Keywords: Fire Retardant, Wheat Straw, Wood Chips, Goose Feather, Water Based Polymer

GİRİŞ

Isı yalıtımında yaygın olarak kullanılan malzemeler, genellikle mineral yün, cam elyafı ve plastik bazlı yalıtım ürünleri gibi sentetik kökenli olmaktadır(Abu-Jdayil, Mourad et al. 2019). Bu sentetik malzemelerin üretimi, yüksek düzeyde doğal kaynak kullanımını gerektirir ve doğal kaynakların giderek tükendiği günümüzde önemli bir sorun teşkil etmektedir. Ayrıca, bu tür yalıtım malzemelerinin üretilmesi fosil yakıt tüketimini artırmakta ve CO_2 emisyonlarının yükselmesine neden olmaktadır. (Tettey, Dodoo et al. 2014). Sentetik

malzemelerin kullanılmasındaki en önemli sorunlardan biri, doğada çözünmeyen zararlı atıkların ortaya çıkmasıdır. Bu nedenle, bu malzemeler tüm yaşam döngüleri boyunca çevre üzerinde yüksek olumsuz etkilere sahiptir (Abu-Jdayil, Mourad et al. 2019). Geleneksel yapı malzemeleri, çevre kirliliğine neden olmaları ve tükenmekte olan kaynakları tüketmeleri nedeniyle, yerlerini atıklardan üretilen, doğada çözünebilen ve çevresel etkisi düşük biyolojik kaynaklı doğal yalıtım malzemelerine bırakmaya başlamıştır. Bu yenilikçi yapı malzemelerinin kullanımı, aynı zamanda biyolojik kaynaklı atıkların doğaya bırakılması sonucu oluşabilecek sera gazı salımını da önleyecektir (Erkmen and Sari 2023). Çünkü biyolojik atıklar ya çürümeye bırakıldığında sera gazı salınımına neden olur ya da tarımsal atıklarda olduğu gibi yakılarak bertaraf edilir ve bu süreçte ciddi miktarda CO_2 ve CO atmosfere salınır (Li, Wang et al. 2008).

Tarımsal ve hayvansal atıkların biyo-bazlı yalıtım malzemelerine dönüştürülmesi, binalar için hem ekonomik hem de çevre dostu bir alternatif sunar. Özellikle saman, içeriğindeki baş kısmı ve mekanik olarak dayanıklı yapısı sayesinde kompozit yalıtım malzemelerinde hem lif takviyesi hem de dolgu malzemesi olarak değerlendirilebilir (Yin, Dong et al. 2020, Zhao and Li 2022).

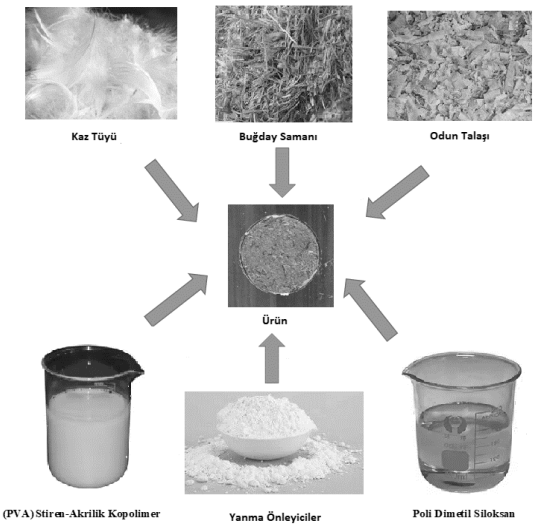
Ayrıca, polimer bağlayıcılar ve polimer kompozitlerin, inşaat sektöründe kullanılan diğer bağlayıcılara kıyasla daha düşük ses ve ısıl dirence sahip olduğu bilinmektedir. (Yu, Jiang et al. 2020, Lu, Wang et al. 2021, Choudhary, Haloi et al. 2023, Erkmen, Sari et al. 2023, Sharma, Sudhakara et al. 2023, Srinivasan, Arumugam et al. 2023, Taurino, Bondioli et al. 2023). Ancak, bu polimer kompozitlerde kullanılan malzemelerin büyük çoğunluğu petrol türevli olduğu için çevresel etkileri olumsuzdur. Bu nedenle, su bazlı kopolimer ve homopolimer bağlayıcıların kullanımı giderek önem kazanmaktadır. Su bazlı polimerler çevre dostudur ve biyolojik olarak parçalanabilir olmaları sebebiyle tercih edilmektedir. Biyo-kompozit yalıtım malzemelerinde yapılan çalışmalar, bu bağlayıcıların hem ısı iletimi hem de mekanik dayanım açısından başarılı sonuçlar verdiğini göstermiştir (Erkmen, Yavuz et al. 2020, Erkmen, Sari et al. 2023, Xie, Yao et al. 2023, Zhang, Song et al. 2023, Zhang, Zhang et al. 2023). Polimerler, bağlayıcı olarak kullanıldığında inşaat malzemelerinin mekanik dayanımını artırır (Senthilkumar, Saba et al. 2018). Dolgu maddeleri ile lifler arasında yapıştırıcı görevi gören polimerler, kompozit yapının mekanik dayanımını güçlendirir(Akter, Uddin et al. 2023).

Saman ve odun gibi tarımsal atıkların selülozik yapılarından dolayı yanma dirençlerinin düşük olduğu bilinir (Babenko, Estokova et al. 2018). Bunun için tarımsal atıkların kompozit maddelerde yanma direncinin artırılabilmesi için ilave yanma geciktirici maddelere ihtiyaç vardır. Yangın riskini azaltmak için tasarlanan yanma geciktirici kimyasallar, organik ve/veya inorganik formülasyonlardan oluşabilmektedirler. İnorganik formülasyonlara dayalı yangın geciktirici kimyasallar, alüminyum hidroksit ($Al(OH)_3$), magnezyum hidroksit ($Mg(OH)_2$), magnezyum oksit (MgO), antimon (III) oksit (Sb_2O_3), amonyum metafosfat (NH_4PO_3), kırmızı fosfor (P), borik asit (H_3BO_3) ve diğerleridir (Wilkie and Morgan 2009). Bu grup, küresel alev geciktirici üretiminin hacim açısından yaklaşık yarısını temsil etmektedir (Nazare 2009, Beard and Angeler 2010, Jesbains, Faiz et al. 2011, Zheng, Li et al. 2017, Al-Timimi, Tammemi et al. 2023, Li, Zang et al. 2023, Lim 2023). Bir yanma geciktiricide olması istenen özellikler termal kararlılık, kullanılan madde ile uyumluluk, kullanıldığı yerde herhangi bir maddenin fiziksel-kimyasal özelliklerinde değişiklik yapmaması ve ısıya maruz kaldığında veya yanma sırasında düşük toksisite yayıyor olmasıdır (Mazela, Batista et al. 2020).

Bu çalışmada Kars bölgesinde bulunan tarımsal ve hayvansal üretim atıklarının sürdürülebilir bir yalıtım malzemesi olarak ekonomiye kazandırılması amaçlanmıştır. Bu bölgede oldukça fazla buğday samanı, çam ağaçlarının işlenmesi sonucu oluşan odun talaşı mevcuttur. Bunun yanı sıra kaz yetiştiriciliğinin olduğu bölgede, kaz tüylerinin yatak yorgan endüstrisinde kullanılan kısımlarının dışında kalan atık kısımlarımı mevcuttur. Yürütülen çalışma ile termal, su yalıtımı mekanik dayanımı ve ses yutumu özellikleri oldukça iyi olduğu belirlenen yalıtım malzemelerinin ilave kimyasallarla yangın dayanımları artırılmıştır. Çalışma, binalar için tarımsal ve hayvansal atıklarla yalıtıma ilişkin mevcut bilgilerin kullanılarak kompozit, çevre dostu bir yalıtım malzemesi üretimini ve sonuçlarını içermektedir. Bu atıkların bir yalıtım malzemesi olarak değerlendirilmesi hem ekonomik hem de çevresel açıdan büyük kazançlar sağlayacaktır.

MATERYAL VE METOD

Buğday hasadı sonrasında tarlada kalan yaklaşık 0.5-2 cm arası boyutlarda buğday samanı, 850 mesh elek altı boyutunda çam ağaçlarının işlenmesi sonucu oluşan odun talaşı ve yaklaşık 0.2-3 cm boyutunda kaz tüylerin işlenmesinden sonra kalan kaz tüyü atıkları Kars bölgesinden temin edilmiştir. Kaz tüyü, buğday samanı ve odun talaşının resimleri Şekil 1 de verilmiştir. Bağlayıcı olarak su bazlı reçine PVA Stren Akrilik kopolimer kullanılmıştır. Hidrofobik kimyasal polidimetilsiloksan olarak kullanılmıştır. Reçine ve hidrofobik madde Reaction Chemistry Company'den temin edildi. Yanma önleyici olarak bilinen AL_2O_3, MgO ve $Zn[B_3O_4(OH)_3]$ maddeleri Merck firmasından temin edildi. Daha önceden hidrofobik hale getirilen malzemeler Tablo 1 de verilen oranlarda hazırlanan karışımlar mekanik mikser ile karıştırılarak kalıplara dolduruldu ve bir gün boyunca 40°C'de 400 kg yük altında preslendi. Presten alınan numuneler 95°C sıcaklıktaki etüvde %0 neme ulaşıncaya kadar kurutuldu.



Şekil 1. Karışımda kullanılan malzemeler ve numunenin görünümü

Numune üretiminde optimizasyon yöntemi olarak YYM, deney tasarımı olarak BBT kullanılmıştır. Numunelerde kullanılan malzeme kullanım seviyeleri başlangıç, orta nokta ve bitiş notası olmak üzere üç seviyeli, üç faktörlü BBT kullanıldı (Polat and Sayan 2019). Başlangıç karışımının üzerine yanma önleyici olarak bilinen AL_2O_3, MgO ve $Zn[B_3O_4(OH)_3]$ ağırlıkça %3 oranında ilave edilmiştir. Her bir yanma önleyiciden üçer numune hazırlanmış ve yanma önleyici kimyasallar numuneler üzerindeki etkisi incelenmiştir. AL_2O_3, MgO ve $Zn[B_3O_4(OH)_3]$ ilave edilen malzemelerin kütle kayıpları sırasıyla %2.1,%1,7 ve % 0,031 olarak belirlendi.

Uygun olan yanma önleyici $Zn[B_3O_4(OH)_3]$ üzerinden Tablo 1'deki deney tasarımı yapılmıştır. Yanma deneyleri mum alevi veya elektrik kontağı gibi tehlikeli durumlarda malzemenin dayanımını ölçmek için düşük seviyede için LPG gazı kullanılan laboratuvar tipi Bunzen beki kullanılarak 2 dakika süre ile numuneleri yakma işlemi gerçekleştirilmiştir. Bu süre zarfında numunelerde meydan gelen alev gözlemi yapılmış ve kütle kaybı hesaplanmıştır. Süre sonunda alev kaynağı uzaklaştırılarak yanmanın devem edip etmediği gözlenmiştir. Yanma süreci TESTO 872 termal kamera ile kayıt altına alınmıştır.

BULGULAR VE TARTIŞMA

Yanma deneyleri için optimum karışım oranına % 3 gram AL_2O_3, MgO ve $Zn[B_3O_4(OH)_3]$ kimyasalları eklenerek numuneler hazırlanmıştır. Numunelerin alevle temasından itibaren geçen 120 saniye sonunda, kütle kaybı oranı (%) hesaplanmıştır. Yanma geciktirici madde artışıyla kütle kaybının azaldığı görülmektedir. Bu beklenen bir sonuçtur (Scionti, Piperopoulos et al. 2023). Yanma geciktirici kullanılmayan numunedeki kütle kaybı ile diğer numunelerin kütle kaybı kıyaslandığında polimer içeren ve selülozik esaslı kompozitlerin yapı malzemesi olarak kullanılabilmesi için yangın geciktirici kullanılmasının ne kadar önemli olduğunu görülmektedir (Dong, Xue et al. 2023, Lomakin and Zaikov 2023, Mensah, Jiang et al. 2023, Zhang, Lu et al. 2023, Erkmen, Hamamci et al. 2024).

Tablo incelendiğinde yanma önleyici oranın arttıkça yanma sonucu yapılan ölçümde kütle kaybı azalmıştır. Hatta S1 numunesinde herhangi bir yanma önleyici kullanılmadan üretildiği için en yüksek yanma ve dolayısıyla hızı kütle kaybı bu numunede olmaktadır. Daha sonra yanma sonucu en iyi olan $Zn[B_3O_4(OH)_3]$ nin optimum karışım oranını belirlemek için yapılan YYM – BBT optimizasyon çalışması sonucu elde edilen veriler Tablo 2-3 ve Şekil 2-4'te verilmiştir.

Tablo1. Deney tasarımı ve kütle kayıpları (Kaz Tüyü: KT, Buğday Samanı: BS, Odun Talaşı: OT, Çinko Borat: ÇB)

Numune	PVA	KT	BS	OT	ÇB	Kütle Kaybı
	(gr)	(gr)	(gr)	(gr)	(gr)	%
S1	100	1,5	10	40	2	0,0589
S2	100	1,5	30	40	2	0,0544
S3	100	1,5	10	80	2	0,0586
S4	100	1,5	30	80	2	0,0625
S5	100	1,5	10	60	1	0,0711
S6	100	1,5	30	60	1	0,0726
S7	100	1,5	10	60	3	0,0356
S8	100	1,5	30	60	3	0,0396
S9	100	1,5	20	40	1	0,0622
S10	100	1,5	20	80	1	0,079
S11	100	1,5	20	40	3	0,031
S12	100	1,5	20	80	3	0,032
S13	100	1,5	20	60	2	0,0526
S14	100	1,5	20	60	2	0,0527
S15	100	1,5	20	60	2	0,0528

Varyans analizi regresyon modeli (ANOVA) ise çok düşük bir olasılık değeridir ve $P<0,05$ değeri modelin oldukça anlamlı olduğunu gösterir. Tablo 2, modelin iyiliğini belirleme katsayısı R^2 ve çoklu korelasyon katsayılarını R göstermektedir. Ayarlanmış R değeri (0,9904), bağımsız değişkenlere göre % kütle kaybı için R %97,31'lük toplam bir varyasyon ve toplam varyasyonun yalnızca yaklaşık %1,73'sı bir fark olması tahmin edilen değerler ile elde edilen değerlerin birbirine ne kadar yakın olduğunu gösterir.

R'nin (çoklu korelasyon katsayısı) 1'e yakınlığı, deneysel ve öngörülen değerler arasındaki ilişkinin doğruluğu hakkında bilgi verir. Burada, R^2 değeri (0,9904), yanıtın deneysel ve öngörülen değerleri arasında iyi bir korelasyon olduğunu gösterir. Uyum eksikliği, modelin regresyon dışı noktalarda deneysel verileri temsil edemediğini gösterir. Tablo 1. varyans tablosunun

analizinde P>0,05 değerleri model için önemsizdir ve model denkleminden çıkarılmıştır. Çoklu regresyon analiz yöntemleri kullanılarak, termal iletkenlik için tahmini yanıt elde edilebilir ve varyans tablosunun analizinden nötr değerler çıkarıldıktan sonra Eşitlik 1 ile verilebilir.

Tablo 2. Varyans Analizi

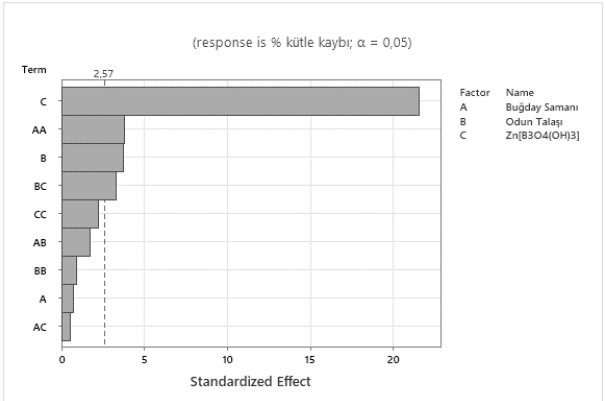
Kaynak	DF	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
Model	9	0,002981	0,000331	57,24	0,000
Lineer	3	0,002775	0,000925	159,86	0,000
BS	1	0,000003	0,000003	0,52	0,504
OT	1	0,000082	0,000082	14,16	0,013
ÇB	1	0,002690	0,002690	464,89	0,000
Kare	3	0,000125	0,000042	7,17	0,029
BS^2	1	0,000085	0,000085	14,63	0,012
OT^2	1	0,000005	0,000005	0,79	0,415
$ÇB^2$	1	0,000028	0,000028	4,87	0,078
2-Yönlü Etkileşim	3	0,000082	0,000027	4,70	0,064
BS×OT	1	0,000018	0,000018	3,05	0,141
BS×ÇB	1	0,000002	0,000002	0,27	0,625
OT×ÇB	1	0,000062	0,000062	10,79	0,022
Hata	5	0,000029	0,000006		
Uyum Hatası	3	0,000029	0,000010	963,75	0,001
Saf Hata	2	0,000000	0,000000		
Toplam	14	0,003010			

Kodlanmamış Birimlerde Regresyon Denklemi

$$\%\boldsymbol{Kütle\ Kaybı} = 8{,}81 \times 10^{-2} - 1{,}1 \times 10^{-5} \times OT + 3{,}31 \times 10^{-3} \times ÇB + 4{,}8 \times 10^{-5} \times BS^2 - 1{,}97 \times 10^{-4} \times OT \times ÇB \quad (1)$$

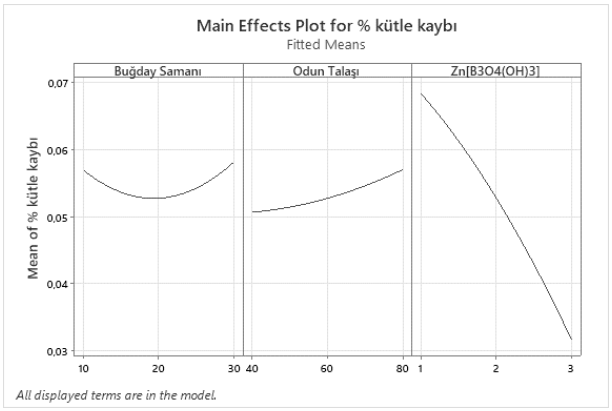
Tablo 3. Model Özeti

S	R-sq	R-sq(adj)	R-sq(pred)
0,0024055	99,04%	97,31%	84,63%



Şekil 2. Standartlaştırılmış etkinin pareto grafiği

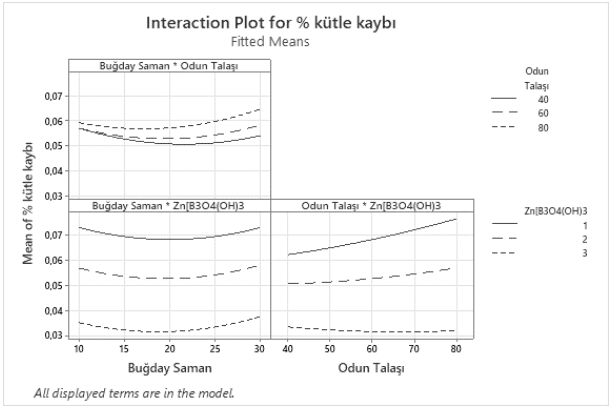
Şekil 2 ve 3 incelendiğinde yanma olayını önlemede en önemli prametrenin $Zn[B_3O_4(OH)_3]$ iken en az etkili parametrenin buğday samanı olduğu görülmüştür. Optimizasyon çalışmasında diğer etkili parametrelerin BS^2, OT ve OT×ÇB olduğu görülmüştür.



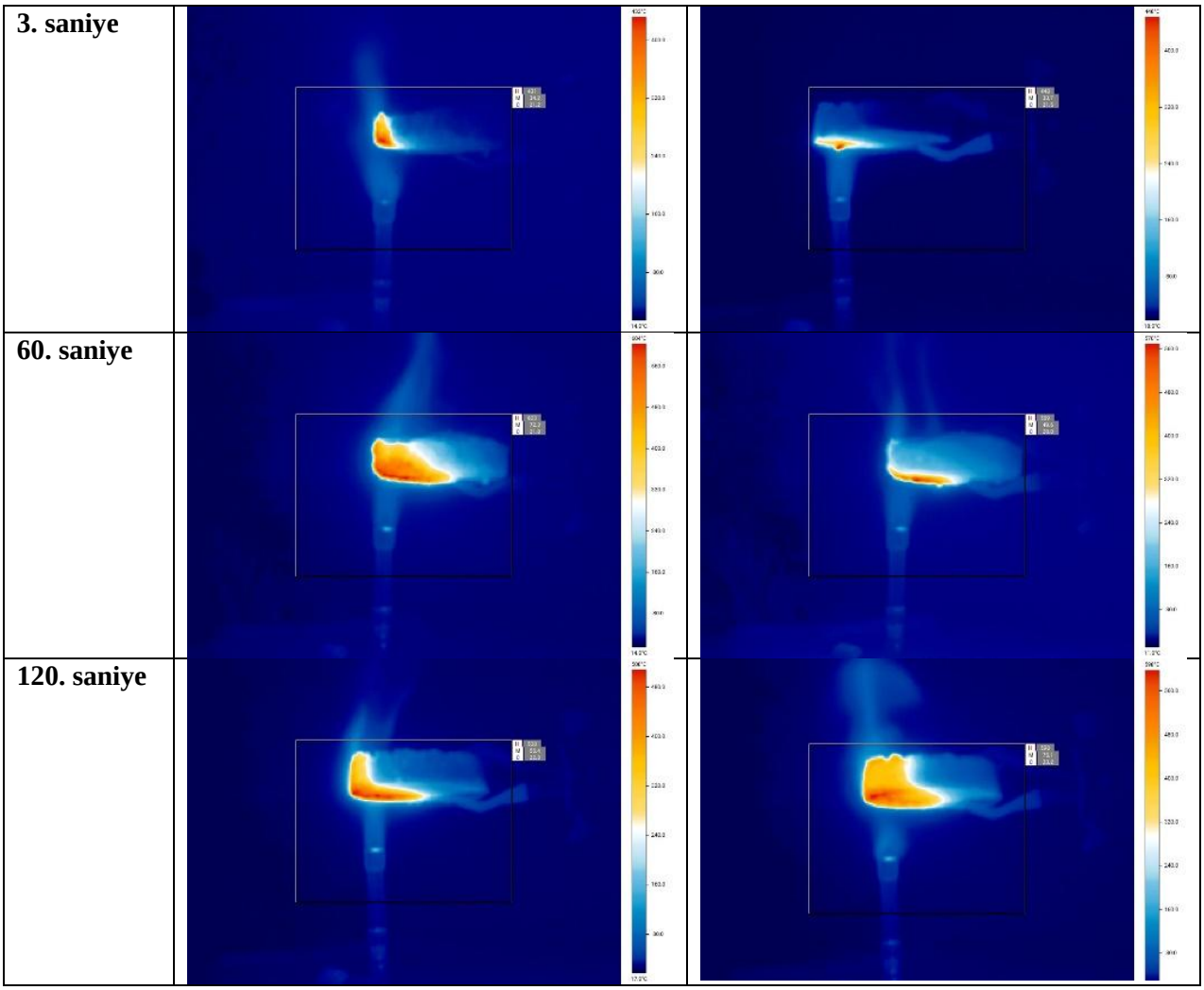
Şekil 3. Kullanılan malzemelerin % kütle kaybındaki ana etkileri

Şekil 3'te ayrıca buğday samanı miktarının artırttıkça başlangıçta kütle kaybını bir miktar düşürdüğü daha sonra artırdığı, odun talaşının kademeli olarak artırdığı, $Zn[B_3O_4(OH)_3]$ ise kesin bir azalmaya yol açtığı görülmüştür.

Şekil 4 tüm yanma olayları yüzey yanmasında hızlı olurken iç kısımlarının yanmasında azalması ve son olarak yüzeyde yanık kütle tabakası kalınlaştığında yanma yüzeyine O_2 ulaşımı azaldığı için yanma işlemi yavaşlamaya başlamıştır. S11 numunesinde ise herhangi bir söndürme işlemi yapılmadan kendiliğinden sönmüştür. Bu yanma geciktirici materyalin yüzey soğutma işleminin çok iyi olduğunu göstermektedir. S11'de kullanılan yanma geciktirici madde miktarının ve türünün numunede kullanan madde ve oranlara uygun bir yangın olduğu gözlenmektedir.



Şekil 4. Kullanılan malzemelerin etkileşim eğrileri



Şekil 5. Malzemelerin yama sırasında termal kamera görüntüleri

SONUÇ

Tarımsal ve hayvansal atıkların çevre dostu bağlayıcılar kullanılarak ekonomiye kazandırılması hem çevre hem de ekonomik açıdan önemli bir adımdır. Bu çalışmada çok fazla atık üreten buğday hasadı ve odun ürünleri sanayi atıkları değerli bir yalıtım materyaline dönüştürülmüştür. Selülozik yapılar ve polimerlerin yanma özelliklerinin, Al_2O_3, MgO ve $Zn[B_3O_4(OH)_3]$ gibi ilave alev geciktiricilerle azaldığı görülmüş; bu katkılar arasında en iyi performansı $Zn[B_3O_4(OH)_3]$ göstermiştir. Yanma geciktirici ilavesiyle kütle kaybının alev geciktirici içermeyen numunelere oranla yaklaşık %65 oranında azaltılabildiğini gösterdi. Polimer malzemeler ve tarımsal atıkların en büyük handikaplarından biri olan yanma özelliklerini yanma geciktirici kimyasallarla azaltılabileceğini göstermiştir. Elde edilen sonuçlar, bu malzemelerin yeşil kimlik, teknik performans, ekonomik uygunluk ve çevresel etkiler açısından geleneksel malzemelere alternatif olabilecek potansiyele sahip olduğunu göstermiştir.

KAYNAKLAR

Abu-Jdayil, B., A.-H. Mourad, W. Hittini, M. Hassan and S. Hameedi (2019). "Traditional, state-of-the-art and renewable thermal building insulation materials: An overview." Construction and Building Materials **214**: 709-735.

Akter, M., M. H. Uddin and H. R. Anik (2023). "Plant fiber-reinforced polymer composites: a review on modification, fabrication, properties, and applications." Polymer Bulletin: 1-85.

Al-Timimi, Z., Z. J. J. J. o. S. M. P. Tammemi and Management (2023). "Analyzing the Heat Transfer Rate of Nanostructures of Poly (Methyl Methacrylate)/Al2O3 Utilizing Molecular Dynamics Simulations." Journal of Sustainable Materials Processing **3**(1): 54-61.

Babenko, M., A. Estokova, M. Savytskyi and S. J. S. J. o. C. E. Unčík (2018). "Study of thermal properties of lightweight insulation made of flax straw." Slovak Journal of Civil Engineering **26**(2): 9-14.

Beard, A. and D. Angeler (2010). "Flame retardants: chemistry, applications, and environmental impacts." Handbook of Combustion: Online: 415-439.

Choudhary, S., J. Haloi, M. K. Sain, P. Saraswat and V. J. M. T. P. Kumar (2023). "Systematic literature review on thermal and acoustic characteristics of natural fibre polymer composites for automobile applications."

Dong, Y., Q. Xue, Z. Fu, Y. Yan, Y. Lu, Y. Liu and J. Li (2023). "Enhancing wood stability and fire retardancy through citric acid and phosphorylated sucrose stearate cross-linking modification." Construction and Building Materials **393**: 131946.

Erkmen, J., B. Hamamci and R. Yakut (2024). "Production of insulation material using styrene acrylic resin from animal and agricultural waste part 2: Mechanical properties, fire retardant, acoustic properties." Construction and Building Materials **438**: 137148.

Erkmen, J. and M. Sari (2023). "Hydrophobic thermal insulation material designed from hazelnut shells, pinecone, paper and sheep wool." Construction and Building Materials **365**: 130131.

Erkmen, J., M. J. C. Sari and B. Materials (2023). "Hydrophobic thermal insulation material designed from hazelnut shells, pinecone, paper and sheep wool." **365**: 130131.

Erkmen, J., H. I. Yavuz, E. Kavci, M. J. C. Sari and B. Materials (2020). "A new environmentally friendly insulating material designed from natural materials." **255**: 119357.

Jesbains, K., A. Faiz, P. Yussof and S. J. R. Ullah (2011). "The study of bonding mechanism of expandable graphite based intumescent coating." Chem. Environ **15**(2): 401-405.

Li, L., Y. Wang, Q. Zhang, J. Li, X. Yang and J. Jin (2008). "Wheat straw burning and its associated impacts on Beijing air quality." Science China. Earth Sciences **51**(3): 403.

Li, T.-T., K. Zang, X. Wang, C.-W. Lou and J.-H. J. A. A. N. M. Lin (2023). "Zinc Borate Nanoparticle-Loaded Carboxymethyl Chitosan Aerogels for Flame Retardancy and Acoustic Absorption."

Lim, Y. Y. (2023). Development of fire protection duct for the safety-relevant circuits, UTAR.

Lomakin, S. M. and G. E. Zaikov (2023). Modern polymer flame retardancy, CRC Press.

Lu, J., D. Wang, P. Jiang, S. Zhang, Z. Chen, S. Bourbigot, G. Fontaine, M. J. C. Wei and B. Materials (2021). "Design of fire resistant, sound-absorbing and thermal-insulated expandable polystyrene based lightweight particleboard composites." **305**: 124773.

Mazela, B., A. Batista and W. Grześkowiak (2020). "Expandable graphite as a fire retardant for cellulosic materials—A review." Forests **11**(7): 755.

Mensah, R. A., L. Jiang, J. S. Renner, Q. Xu and Calorimetry (2023). "Characterisation of the fire behaviour of wood: From pyrolysis to fire retardant mechanisms." Journal of Thermal Analysis **148**(4): 1407-1422.

Nazare, S. (2009). Environmentally friendly flame-retardant textiles. Sustainable textiles, Elsevier**:** 339-368.
Polat, S. and P. Sayan (2019). "Application of response surface methodology with a Box–Behnken design for struvite precipitation." Advanced Powder Technology **30**(10): 2396-2407.

Scionti, G., E. Piperopoulos, M. Atria, L. Calabrese and E. J. C. Proverbio (2023). "Effect of Magnesium Hydroxide and Aluminum Hydroxide as Thermal Barriers on the Flame-Retardant Behavior of Acrylic-Based Coating." Coatings **13**(9): 1517.

Senthilkumar, K., N. Saba, N. Rajini, M. Chandrasekar, M. Jawaid, S. Siengchin, O. Y. J. C. Alotman and B. Materials (2018). "Mechanical properties evaluation of sisal fibre reinforced polymer composites: A review." **174**: 713-729.

Sharma, S., P. Sudhakara, J. Singh, S. Singh and G. Singh (2023). "Emerging progressive developments in the fibrous composites for acoustic applications." Journal of Manufacturing Processes **102**: 443-477.

Srinivasan, H., H. Arumugam, B. Krishnasamy, A. A. MI, A. Murugesan, A. J. C. Muthukaruppan and B. Materials (2023). "Desert cotton and areca nut husk fibre reinforced hybridized bio-benzoxazine/epoxy bio-composites: Thermal, electrical and acoustic insulation applications." **363**: 129870.

Taurino, R., F. Bondioli and M. J. M. T. S. Messori (2023). "Use of different kinds of waste in the construction of new polymer composites." **21**: 100298.

Tettey, U. Y. A., A. Dodoo and L. J. E. Gustavsson (2014). "Effects of different insulation materials on primary energy and CO2 emission of a multi-storey residential building." Energy and Buildings **82**: 369-377.
Wilkie, C. A. and A. B. Morgan (2009). Fire retardancy of polymeric materials, CRC press.

Xie, Z., H. Yao, Q. Yuan and F. J. J. o. B. E. Zhong (2023). "The roles of water-soluble polymers in cement-based materials: A systematic review." 106811.

Yin, X., Q. Dong, S. Zhou, J. Yu, L. Huang and C. Sun (2020). "Energy-saving potential of applying prefabricated straw bale construction (PSBC) in domestic buildings in Northern China." Sustainability **12**(8): 3464.

Yu, T., F. Jiang, J. Wang, Z. Wang, Y. Chang and C. J. C. S. Guo (2020). "Acoustic insulation and absorption mechanism of metallic hollow spheres composites with different polymer matrix." **248**: 112566.

Zhang, C., S. Song, Q. Cao, J. Li, Q. Liu, S. Zhang, X. Jian and Z. J. I. J. o. B. M. Weng (2023). "Improving the comprehensive properties of chitosan-based thermal insulation aerogels by introducing a biobased epoxy thermoset to form an anisotropic honeycomb-layered structure." **246**: 125616.

Zhang, T., Y. Lu and Z. Lu (2023). "A flame-retardant corn straw brick (FRCSB): Thermal stability, flammability and flame-retardant mechanism." Construction and Building Materials **401**: 132927.

Zhang, Z., H. Zhang, K. Zhu, Z. Tang, H. J. C. Zhang and B. Materials (2023). "Deterioration mechanism on Micro-structure of unsaturated polyester resin modified concrete for bridge deck pavement under salty Freeze-thaw cycles." **368**: 130366.

Zhao, J. and S. Li (2022). "Life cycle cost assessment and multi-criteria decision analysis of environment-friendly building insulation materials-A review." Energy and Buildings **254**: 111582.

Zheng, C., D. Li, M. J. N. P. Ek and P. R. Journal (2017). "Cellulose-fiber-based insulation materials with improved reaction-to-fire properties." **32**(3): 466-472.

FARKLI YERLEŞİME SAHİP LİTYUM İYON BATARYA PAKETLERİNİN SOĞUTMA PERFORMANSLARININ KARŞILAŞTIRILMASI

Selma AKÇAY*, Sezgin YAŞA*, Ünal AKDAĞ**
*Çankırı Karatekin Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 18100 ÇANKIRI
selmaakcay@karatekin.edu.tr, sezginyasa@karatekin.edu.tr
**Aksaray Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 68100 AKSARAY
uakdag@aksaray.edu.tr

Özet: Bu çalışma, farklı yerleşime sahip silindirik Lityum iyon (Li-iyon) pil paketlerinin soğutma performansını sayısal olarak incelemektedir. Sayısal çözümler, ANSYS Fluent paket programı kullanılarak gerçekleştirilmiştir. İterasyonlar, standart k-ε türbülans Modeli ile çözülmüş ve basınç-hız bağıntısı SIMPLE algoritması ile ele alınmıştır. Her bir batarya paketi 16 adet silindirik Li-iyon batarya hücrelerinden oluşmuştur. Çalışmada, hücreleri farklı yerleşime göre tasarlanmış 4 adet batarya paketi dikkate alınmıştır. Batarya paketindeki her bir Li-iyon batarya hücresinin yüzeyinin sabit bir ısı akısına ($q''=600 W/m^2$) sahip olduğu düşünülmüştür. Soğutucu akışkan olarak ortam havası kullanılmıştır. Hava, batarya paketine $T_g=300K$ sıcaklığında sabit bir hızla girmektedir. Havanın hızı, $3000 \leq Re \leq 12000$ Reynolds sayısı aralığında değişmektedir. Bataryaların soğutma performansı Nusselt sayısı (Nu) ile belirlenmiştir. Çalışma sonucunda, farklı Reynolds sayısı için her bir paketteki hücrelerin yüzey sıcaklığındaki değişim elde edilmiştir. Ayrıca batarya paketine giren havanın farklı yerleşime sahip hücreler üzerindeki etkisini gözlemlemek için değişen Reynolds sayılarında hız ve sıcaklık görüntüleri sunulmuştur. Sonuç olarak pakete giren soğutucu akışkanın hızının artması ile hücrelerin yüzey sıcaklığında azalma gözlenmiştir. Her bir batarya paketi için hesaplanan ısı transferi hücrelerin yerleşiminden etkilenmiştir.
Anahtar Kelimeler: Lityum-iyon batarya, Sayısal çalışma, Soğutma performansı

COMPARISON OF COOLING PERFORMANCES OF LITHIUM-ION BATTERY PACKS WITH DIFFERENT PLACEMENTS

Abstract: This study numerically investigates the cooling performance of cylindrical Lithium-ion (Li-ion) battery packs with different layouts. Numerical solutions were carried out using ANSYS Fluent package program. Iterations were solved with standard k-ε turbulence Model and pressure-velocity relationship was considered with SIMPLE algorithm. Each battery pack consisted of 16 cylindrical Li-ion battery cells. In the study, 4 battery packs designed according to different layouts of cells were considered. It was assumed that the surface of each Li-ion battery cell in the battery pack had a constant heat flux ($q''=600 W/m^2$). Ambient air was used as the cooling fluid. Air entered the battery pack with a constant speed at Tg=300K temperature. The velocity of the air varied in the Reynolds number range of $3000 \leq Re \leq 12000$. The cooling performance of the batteries was determined by the Nusselt number (Nu). As a result of the study, the change in the surface temperature of the cells in each package for different Reynolds numbers was obtained. In addition, the velocity and temperature images were presented at different Reynolds numbers to observe the effect of the air entering the battery pack on the cells with different locations. As a result, a decrease in the surface temperature of the cells was observed with the increase in the velocity of the refrigerant entering the package. The heat transfer calculated for each battery pack was affected by the location of the cells.
Keywords: Lithium-ion battery, Numerical study, Cooling performance

GİRİŞ

Lityum iyon (Li-iyon) bataryalar, tüketici elektroniği, elektrikli araçlar ve şebeke enerjisinin depolanması gibi çok geniş bir kullanım alanına sahiptir (Hasan vd., 2025). Klasik batarya teknolojisi, nispeten düşük akım uygulamalarında şarj ve deşarjı desteklemektedir. Öte yandan, araçlar yokuşlara tırmanırken veya hızlı şarj sırasında yüksek akıma ihtiyaç duyabilir ve yüksek akım uygulamalarında Li-iyon bataryalarda önemli miktarda ısı açığa çıkar (Behi vd., 2021). Zaman geçtikçe, Li-iyon bataryaların kapasitesi azalır, iç dirençleri artar. Genellikle bataryaların birkaç yıl çalışmaya devam etmesi ve deşarj kapasitesinin başlangıç kapasitesinin %80'inin üzerinde kalması öngörülmektedir. Bu %80'lik oran genellikle pilin ömründe kritik bir nokta olarak

kabul edilirken, pil bundan sonra önemli bir süre daha çalışmaya devam edebilmektedir (Kucinskis vd., 2022). Batarya termal yönetimi, yalnızca uygun bir çalışma aralığını korumak için gerekli olmakla kalmaz, aynı zamanda bir batarya takımının daha uzun bir çalışma ömrü için sıcaklık dağılımında homojenlik sağlamak için de önemlidir. Pil takımı içindeki termal bağlantı yoluyla, hücrelerin ısınması yakındaki hücreleri etkiler ve ısıyı pil paketi boyunca dağıtır. Ek olarak, pil performansını etkileyen entropi değişimi, bu sıcaklık artışından kaynaklanmaktadır. Pilde, şarj veya deşarj oranı arttıkça ısı enerjisi üretilmekte, pilin güvenliği ve güvenilirliği, ısı üretiminin bir sonucu olarak zarar görmektedir (Shahjalal vd., 2021).

Isıl sürüklenme ve aşırı ısınma, yüksek performanslı pil sistemlerini tehdit eden iki kaçınılmaz ve tehlikeli senaryodur. Pik sıcaklık seviyesini kritik sıcaklıkların altında tutmak için, pil termal yönetim sistemleri, düzgün sıcaklık dağılımı ve termal kontrol gereksinimlerini karşılamalıdır. (Gungor vd., 2023). Li-iyon piller şarj ve deşarj edildiklerinde ısı üretirler, bu da pilin sıcaklığını yükseltir ve pil paketinin içinde sıcaklık düzensizliklerine neden olur, böylece pillerin kullanım ömrü azalmaktadır (Chaudhari vd., 2024). Bu nedenle, pil performansını iyileştirmek için, pil paketinin sıcaklığını uygun bir çalışma aralığında tutmak üzere bir uygun bir termal yönetim sistemi uygulanmalıdır (Zhang vd., 2023). Ayrıca, bataryaların modül içerisine yerleşiminin sıcaklık dağılımını önemli derecede etkilediği bildirilmektedir (Daniels ve Prabhakar, 2023; Hai vd., 2022).

Çalışma akışkanına bağlı olarak pil termal yönetimi için soğutma teknolojileri sıvı bazlı, hava bazlı veya faz değişim malzemesi bazlı olarak kategorize edilebilmektedir (Li vd., 2025). Literatürde, hava-soğutma (Peng vd., 2019; Wiriyasart vd., 2025), sıvı soğutma (Ma vd., 2025; Xu vd., 2020), faz değişim malzemesi (W. Li vd., 2025; Wu vd., 2018) bazlı gibi birçok termal yönetim sistemi bulunmaktadır. Ucuz olmaları, kolay bakımları, makul alan gereksinimleri ve basit yapıları nedeniyle hava soğutmalı sistemler yaygın olarak kullanılmaktadır (Zhang vd., 2023). Hava soğutmalı sistemlerin tasarımı, pil paketlerinin sıcaklık homojenliğini geliştirmek için gereklidir, çünkü havanın özgül ısı kapasitesi düşüktür (Chen vd., 2024).

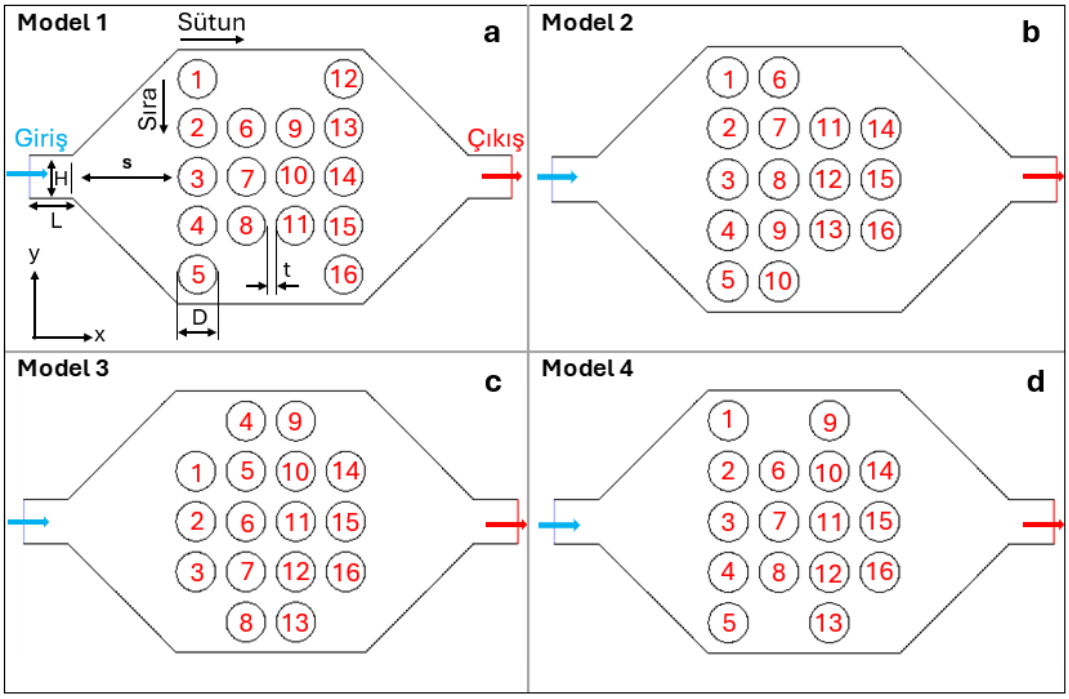
Bu çalışmada, 16 adet Li-iyon pil hücresinden oluşan bir modül kullanılmış ve hücreleri farklı yerleşime göre tasarlanmış 4 adet batarya modülü dikkate alınmıştır. Hava soğutma işleminde, bataryaların paket içerisindeki yerleşimlerinin yüzey sıcaklıklarına ve Nusselt sayısına etkileri $3000 \leq Re \leq 12000$ Reynolds sayısı aralığında sayısal olarak araştırılmıştır.

MATERYAL ve METOD

Sayısal Çalışma

Sayısal Model

Bu çalışmada D=18 mm çapında ve 65 mm uzunluğunda 18650 tip Li-iyon silindirik bataryalar dikkate alınmıştır. Bataryalar arasındaki mesafe t=5mm olarak sabit tutulmuştur. 16 adet batarya hücresinin 4 farklı yerleşimde 2d geometrisi Şekil 1'de gösterilmektedir.



Şekil 1. Sayısal geometri, (a) Model 1, (b) Model 2, (c) Model 3 ve (d) Model 4

Tablo 2. Sayısal modele ait geometrik parametreler

Geometrik parametreler	**Ölçüler (mm)**
Giriş ve çıkış kanalının yüksekliği (H)	20
Giriş ve çıkış kanalının uzunluğu (L)	20
Girişten bataryalara olan yatay uzaklığı (s)	50
Batarya hücresinin çapı (D)	18
Bataryalar arası mesafe (t)	5
Batarya sayısı (adet)	16

Korunum Denklemleri

Çalışmada soğutucu akışkan havadır. Havanın ideal gaz, sıkıştırılamaz, tek fazlı ve Newton tipi olduğu varsayılmıştır. Çözümlerde ısı transferi üzerinde ışınımın ve yerçekimi etkileri ihmal edilmiştir. Viskoz model olarak standart k-ε türbülans modeli kullanılmıştır. Bu kabullere bağlı olarak korunum denklemleri aşağıda verilmiştir (Eşitlik 1-6):

$$\frac{\partial}{\partial x_i}(\bar{u}_i) = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\bar{u}_i) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho\bar{u}_i\bar{u}_j) = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j}\left[(\mu+\mu_t)\left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i}\right)\right] - \rho\overline{u_i'u_j'} \quad (2)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho c\bar{T}) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho\bar{u}_i\bar{T}) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left[(\Gamma+\Gamma_t)\left(\frac{\partial \bar{T}}{\partial x_j}\right)\right] \quad (3)$$

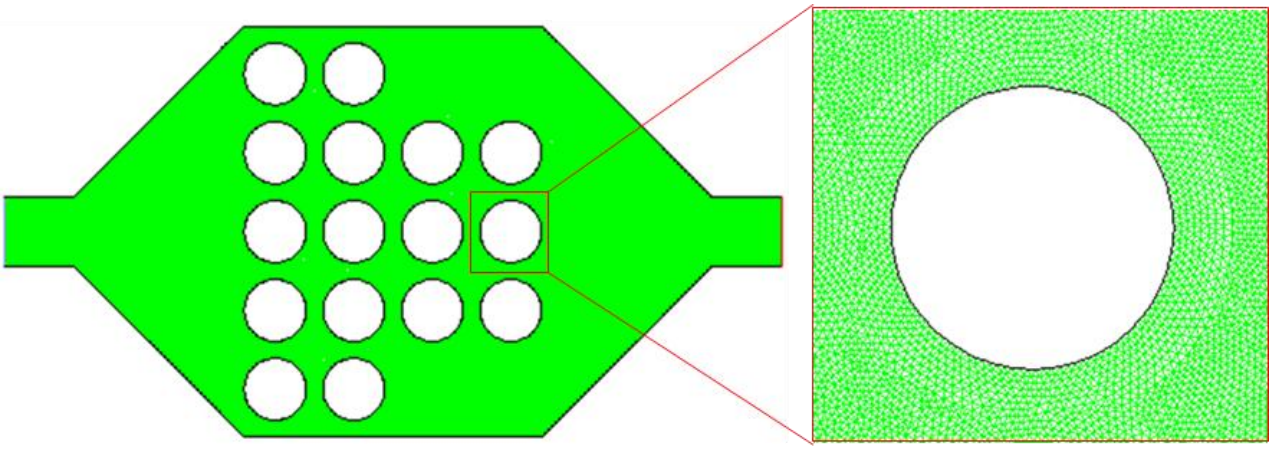
$$-\rho\overline{u_i'u_j'} = (\mu_t)\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i}\right) \quad (4)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k\bar{u}_i) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k}\right)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right] + G_k - \rho\varepsilon \quad (5)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho\varepsilon\bar{u}_i) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon}\right)\frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j}\right] + C_{1\varepsilon}\frac{\varepsilon}{k}G_k - C_{2\varepsilon}\rho\frac{\varepsilon^2}{k} \quad (6)$$

Sayısal Yöntem ve Sınır Şartları

Sayısal modelin geometrisi ve hücrelere ayırma işlemi Gambit yazılımı ile oluşturulmuştur. Model 2'ye ait ağ yapısı Şekil 2'te gösterilmiştir. Çalışmada tüm modeller için ağ bağımsızlık testi uygulanmış ve testin sonucunda Model 1, Model 2, Model 3 ve Model 4 için sırasıyla 125452, 125504, 125290 ve 125544 eleman sayılarının çözüm için yeterli olduğuna karar verilmiştir.



Şekil 2. Model 2 için çözüm alanının ağ görüntüsü

Sayısal çözümlerde ANSYS Fluent programı kullanılmıştır. Taşınım terimleri, ikinci dereceden ileri fark yaklaşımı ile ayrıklaştırılmıştır. Çözümler sürekli akış şartlarında gerçekleştirilmiştir. Basınç ve hız bağıntısı SIMPLE yaklaşımı ile çözülmüştür. Yakınsama kriteri için enerji eşitliklerinde 10^{-7}, diğer eşitlikler için 10^{-5} kullanılmıştır.

Hava sabit bir sıcaklıkta (T_g=300K) ve sabit bir hız ile kanala girmektedir. Çalışmada akışkanın kanala giriş hızı Reynolds sayısı ile belirlenmiştir. Reynolds sayısı 3000≤Re≤12000 aralığında değiştirilmiştir. Soğutucu akışkan, basınç çıkışı sınır şartı ile modülü terk etmektedir. Her bir batarya hücresinin dış yüzeyinin sabit bir ısı akısında (q"=600W/m^2) korunduğu kabul

edilmiştir. Tüm duvarlara kaymaz sınır şartı tariflenmiştir.

Matematiksel Model

Giriş hızını temsil eden Reynolds sayısı Eşitlik 7 ile hesaplanmıştır

$$Re = \frac{\rho u D_h}{\mu} \quad (7)$$

Burada ρ havanın yoğunluğunu, u akışkan hızını, μ akışkanın viskozitesini ve D_h ise hidrolik çapı temsil etmektedir.

Isı taşınım katsayısı (h), ısı akısına (q″) bağlı olarak Eşitlik 8 ile bulunur:

$$q" = h(T_s - T_m) \quad (8)$$

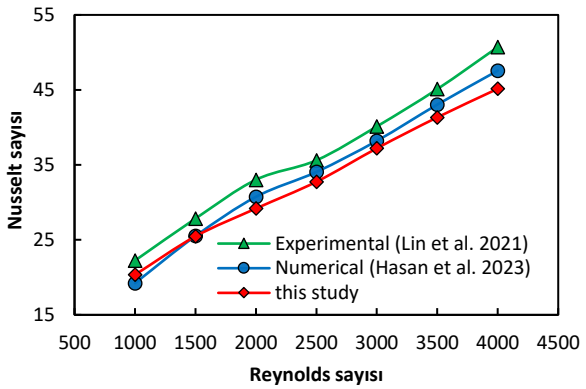
Burada T_s tüm batarya hücrelerinin ortalama yüzey sıcaklığı, $T_m=(T_g+T_o)/2$ ise yığın akışkan sıcaklığıdır. Ortalama Nusselt sayısı (Nu) Eşitlik 9 ile elde edilir:

$$Nu = \frac{h\, D_h}{k_f} \quad (9)$$

Burada k_f havanın ısı iletim katsayısını gösterir.

Çözümlerin Doğrulanması

Sayısal modelin geçerliliğinden emin olmak amacıyla, bu çalışmadan elde edilen sonuçlar, Lin vd. (2021) ve Hasan vd. (2023) tarafından yapılan çalışma sonuçları ile karşılaştırılmıştır. Bu çalışma ve önceki çalışmalardan elde edilen sonuçlar Reynolds sayısı ile Nusselt sayısının değişimi olarak Şekil 3'te sunulmuştur.



Şekil 3. Sayısal çözümlerin doğrulanması (Lin vd., 2021; Hasan vd., 2023)

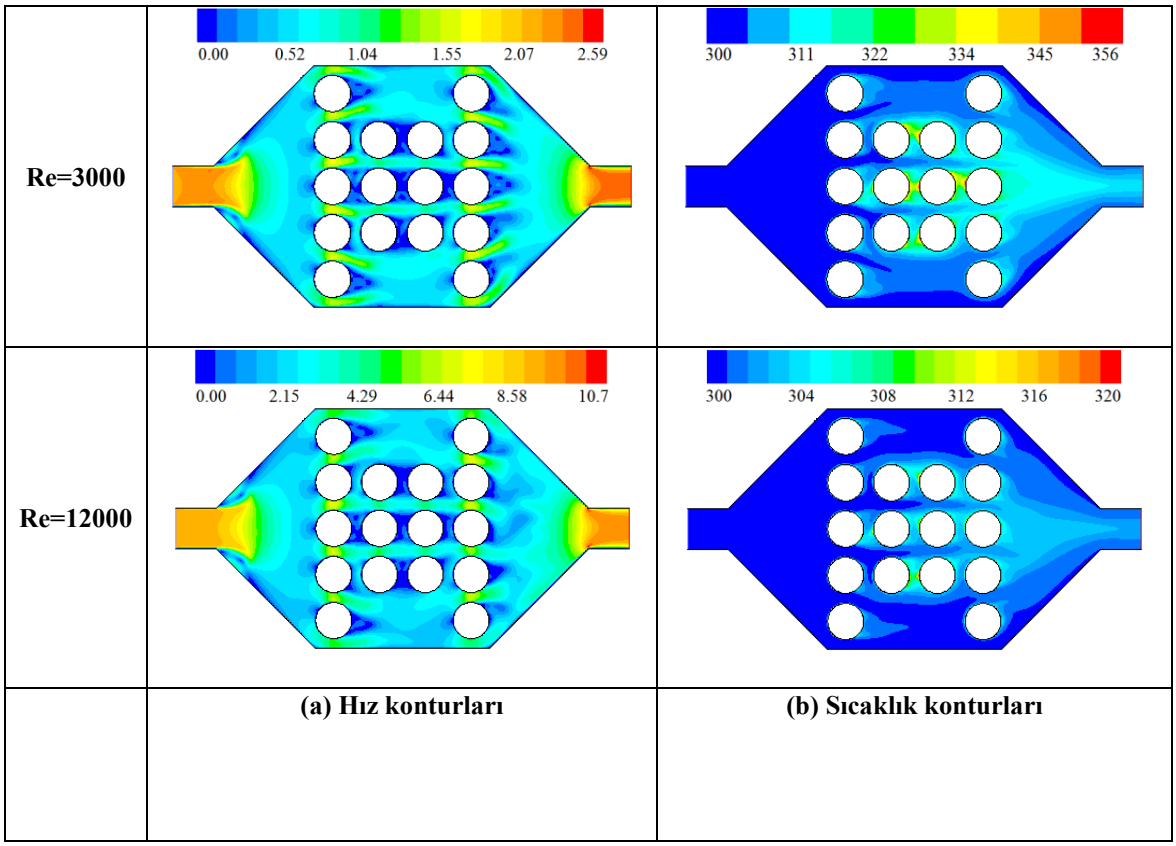
BULGULAR ve TARTIŞMALAR

Sayısal çalışmada, her birinde 16 adet Li-iyon batarya hücresinin yer aldığı ve bu bataryaların farklı yerleşime sahip 4 farklı batarya paketinin 3000≤Re≤12000 aralığındaki Reynolds sayıları için soğutmada performansı analiz edilmiştir. Analiz sonucunda bu parametrelerin soğutma performansı üzerindeki etkilerini gözlemlemek için akış ve sıcaklık görüntüleri elde edilmiştir. Farklı parametreler için elde edilen ortalama batarya yüzey sıcaklıkları ve Nusselt sayıları grafikler halinde sunulmuştur.

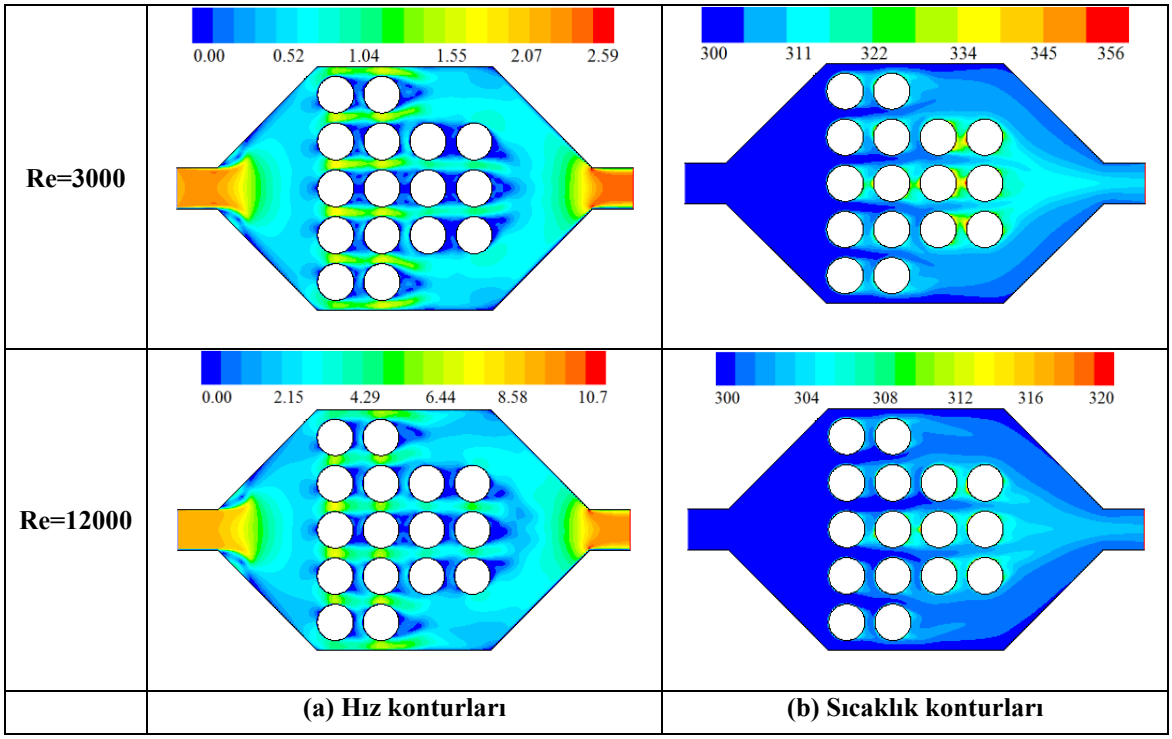
Şekil 4, Re=3000 ve Re=12000 için Model 1'in (a) hız konturlarını ve (b) sıcaklık konturlarını göstermektedir. Şekil 4a'da akışkan batarya paketine dar bir kanaldan girerek bir jet etkisi oluşturduğu görülmektedir. Daha sonra akışkan batarya hücreleri üzerinden geçerek çıkışa yönelmektedir. Akışkan ilk sıradaki tüm bataryalarla doğrudan temas etmektedir. İlk ve son sütun hariç ortadaki bataryaların arasında bir durgun akışkan bölgesinin varlığı dikkat çekmektedir. Bu durum sıcaklık konturlarını da etkilemekte ve ortadaki bataryaların arasında sıcaklık gradyanının artmasına sebep olmaktadır. Reynolds sayısının artması akışkanın kütlesel debisini ve atalet etkilerini artırmaktadır. Böylece batarya hücrelerinin daha fazla soğuk akışkanla teması sağlanmaktadır. Yüksek Reynolds sayısında batarya hücrelerinin arasındaki durgun akışkan bölgelerinin azaldığı görülmektedir. Şekil 4b'de artan Reynolds sayısı ile bataryaların etrafında sıcaklık gradyanının oldukça düştüğü ve daha homojen bir sıcaklık dağılımı olduğu gözlenmektedir.

Şekil 5'te Model 2 için çalışılan en düşük ve en yüksek Reynolds sayılarında (a) hız ve (b) sıcaklık konturları görülmektedir. Şekil 5a'da, havanın akış hızının ilk iki sütundaki bataryalar üzerinde daha fazla etkili olduğu, son iki sütundaki bataryalar arasına daha az nüfuz ettiği gözlenmiştir. Reynolds sayısının artması ile havanın akış hızının artması dolayısı ile türbülans etkilerini de artırmıştır. Düşük Reynolds sayısında son iki sütunda bulunan bataryalar arasındaki sıcaklık farkının arttığı görülmektedir. Özellikle Re=3000'de son sütunlardaki bataryalarda (11-16 numaralı hücrelerde) yeterli soğumanın gerçekleşmediği görülmektedir. Re=12000'de sıcaklık konturları incelendiğinde bataryaların yüzey sıcaklıklarında önemli bir azalma meydana gelmiş ve bataryaların yüzey sıcaklıkları neredeyse homojen bir dağılım göstermiştir.

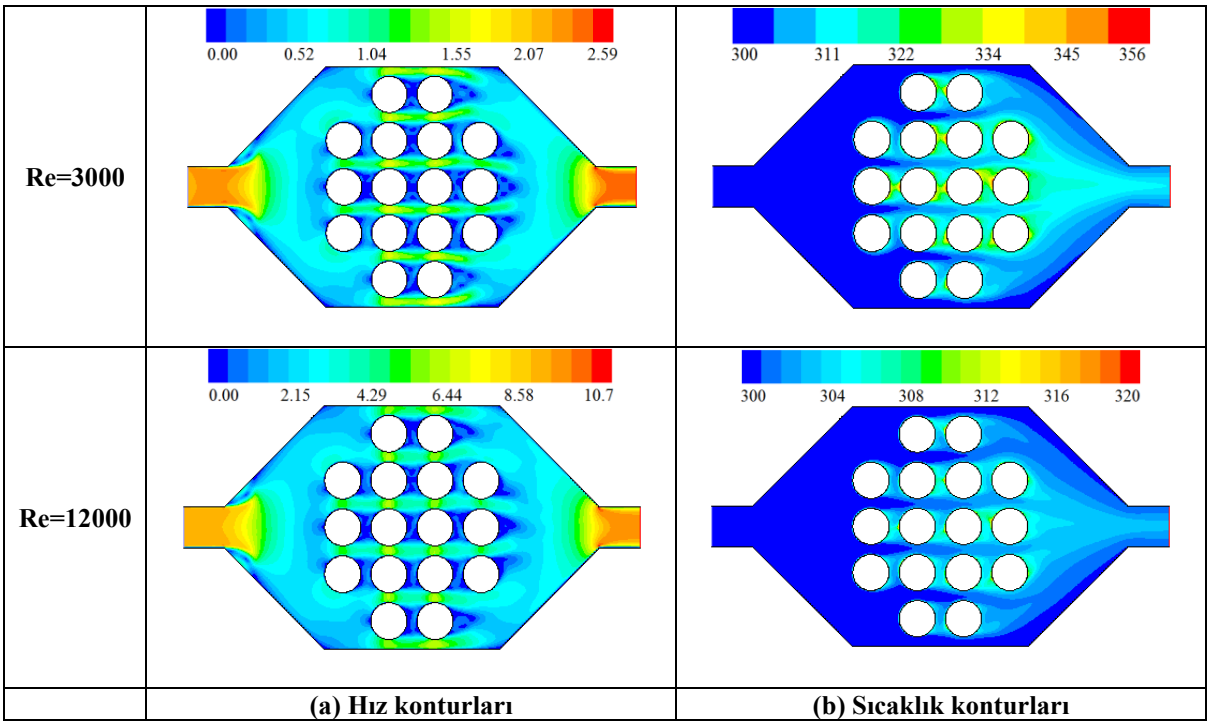
Farklı Reynolds sayıları için Model 3'ün (a) hız konturları ve (b) sıcaklık konturları Şekil 6'da gösterilmiştir. Bataryaların yerleşiminin akış yapısında önemli değişikliklere neden olduğu gözlenmektedir. Bu yerleşim modelinde akışkanın bataryaların üzerinden aktığı ve bataryalar arasına fazla temas etmediği görülmektedir. Böylelikle özellikle düşük Reynolds sayısında hemen hemen tüm bataryaların etrafında yüksek sıcaklık gradyanlarının varlığı dikkat çekmektedir. Artan Reynolds sayısı ile bataryaların yüzey sıcaklıklarının da azaldığı tespit edilmiştir. Ancak bu modelde batarya yüzey sıcaklıklarının diğer modellerden daha yüksek olduğu görülmektedir.



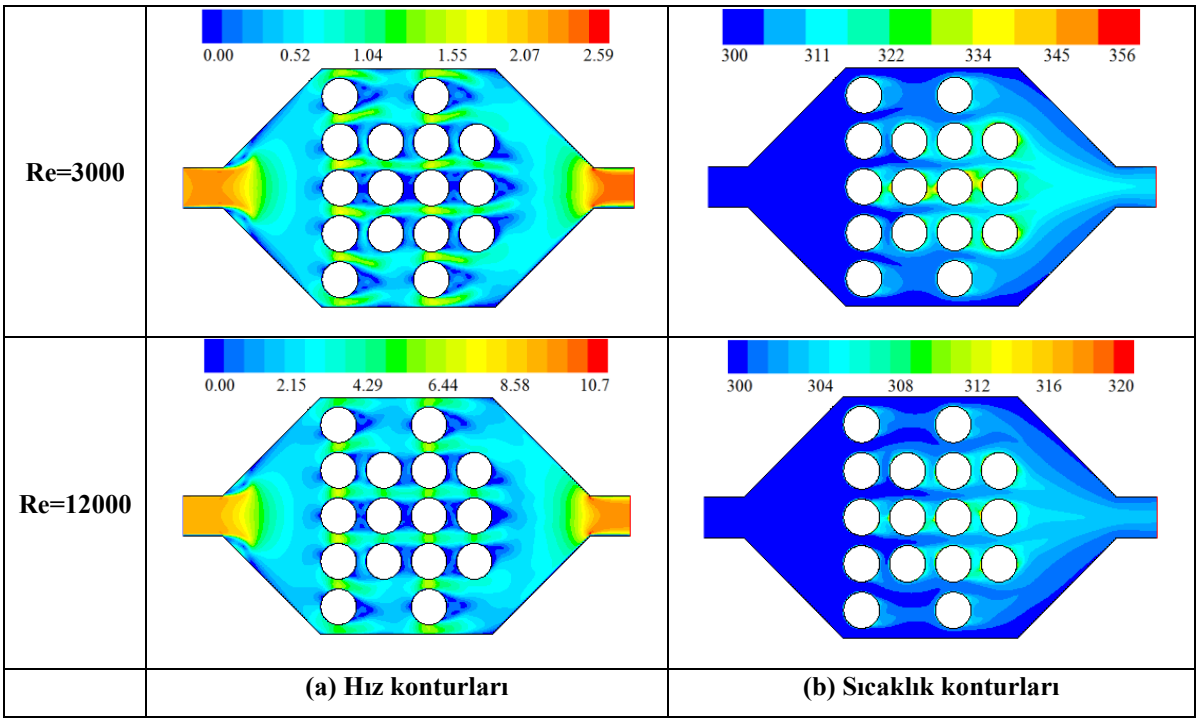
Şekil 4. Model 1 için farklı Reynolds sayılarında (a) hız konturları ve (b) sıcaklık konturları



Şekil 5. Model 2 için farklı Reynolds sayılarındaki (a) hız konturları ve (b) Sıcaklık konturları



Şekil 6. Model 3 için farklı Reynolds sayılarındaki (a) Hız konturları ve (b) Sıcaklık konturları



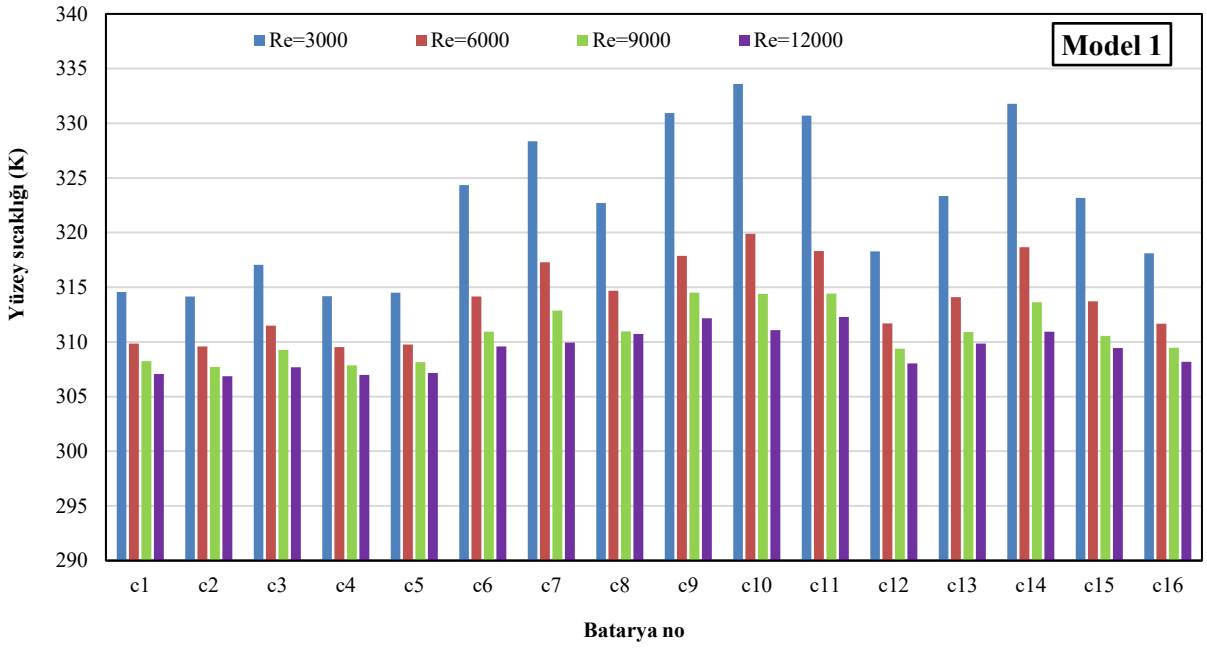
Şekil 7. Model 4 için farklı Reynolds sayılarındaki (a) Hız konturları ve (b) Sıcaklık konturları

Farklı Reynolds sayılarında Model 4'ün (a) hız ve (b) sıcaklık konturları Şekil 7'de sunulmuştur. Modülde sütunlarda bulunan bataryaların farklı sayılarda olması akış yapısını değiştirmektedir. İkinci sütunda 3 hücrenin bulunması bir sonraki sütunun alt ve üstünde yer alan hücrelerin (9 ve 13 numaralı hücreler) soğuk hava ile temasını kolaylaştırmıştır (Şekil 7b). Bu yerleşimde özellikle çıkışa yakın sütunların alt ve üstünde yer alan hücrelerde efektif bir soğumaya neden olduğu gözlenmektedir. Reynolds sayısındaki artış ortada yer alan bataryaların yüzey sıcaklıklarında önemli bir düşüşe neden olmuştur.

Tüm modeller karşılaştırıldığında Reynolds sayısında artış yüzey sıcaklıklarında homojen bir dağılıma neden olmuştur. Modüllerde orta sütunlardaki batarya sayısının

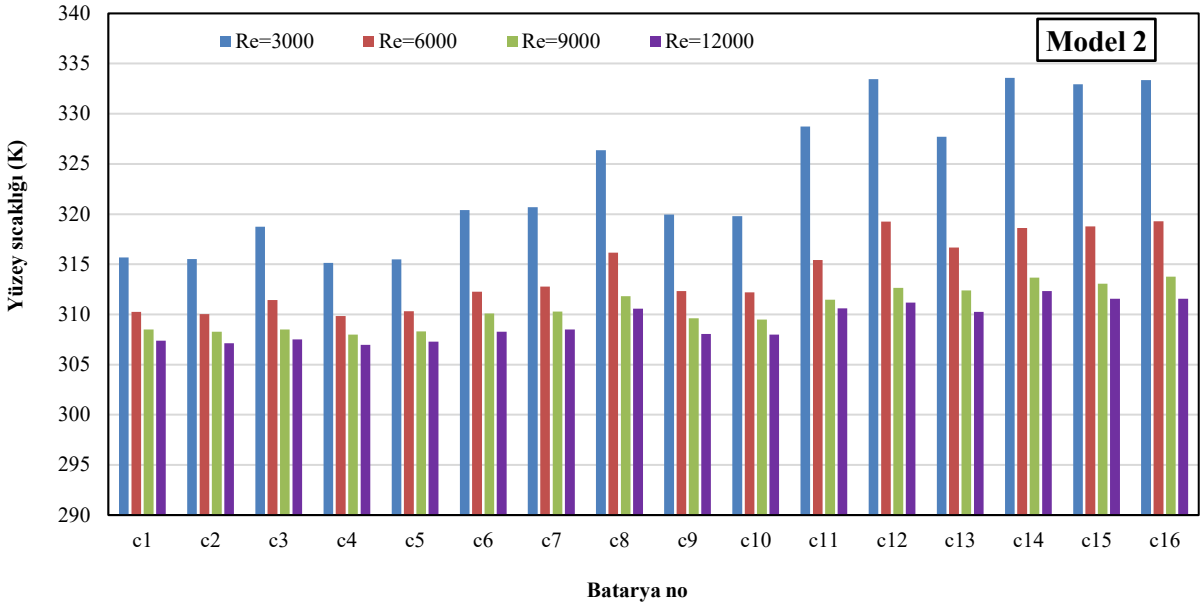
artması yüzey sıcaklıklarını olumsuz etkilemiştir. Model 2'de daha düşük sıcaklık gradyanı olduğu, Model 3'ün sıcaklık gradyanının ise diğer modellerden daha yüksek olduğu tespit edilmiştir.

Model 1 için farklı Reynolds sayılarında tüm Li-iyon batarya hücrelerinin ortalama yüzey sıcaklıkları Şekil 8'de sunulmaktadır. Düşük Reynolds sayılarında bataryaların yüzey sıcaklıkları arasındaki fark daha yüksek iken, Reynolds sayısının artması ile hücrelerin yüzey sıcaklıkları arasındaki fark da azalmaktadır. Bu düşüş özellikle 9, 10, 11 ve 14 nolu hücrelerde önemli derecede yüksektir. Yüksek Reynolds sayılarında modül içinde daha homojen bir sıcaklık dağılımı olduğu tespit edilmiştir. Ayrıca 6-8 numaralı hücrelerdeki sıcaklık düşüşü 9-11 numaralı hücrelere oranla daha azdır. Buradaki temel neden 6-8 numaralı hücrelerdeki pillerin hava girişine daha yakın olması nedeniyle düşük Reynolds sayısında bile daha iyi bir soğuma performansının sağlanmasıdır. Reynolds sayısının 3000'den 12000'e çıkmasıyla hücrelerin yüzey sıcaklıkları arasındaki farkın azaldığı görülmektedir. Maksimum sıcaklık düşüşü 10 numaralı hücrede yaklaşık ΔT=22,5 K olarak gerçekleşmiştir. Re=12000'de modül içindeki en yüksek ve en düşük yüzey sıcaklıkları sırasıyla hücre 9 (T_s=312,17K) ve hücre 2'de (T_s=306,86 K) tespit edilmiştir. Dolayısı ile Re=12000'de modül içinde hücreler arasında en fazla ΔT=5,31 K sıcaklık farkı olduğu görülmektedir.



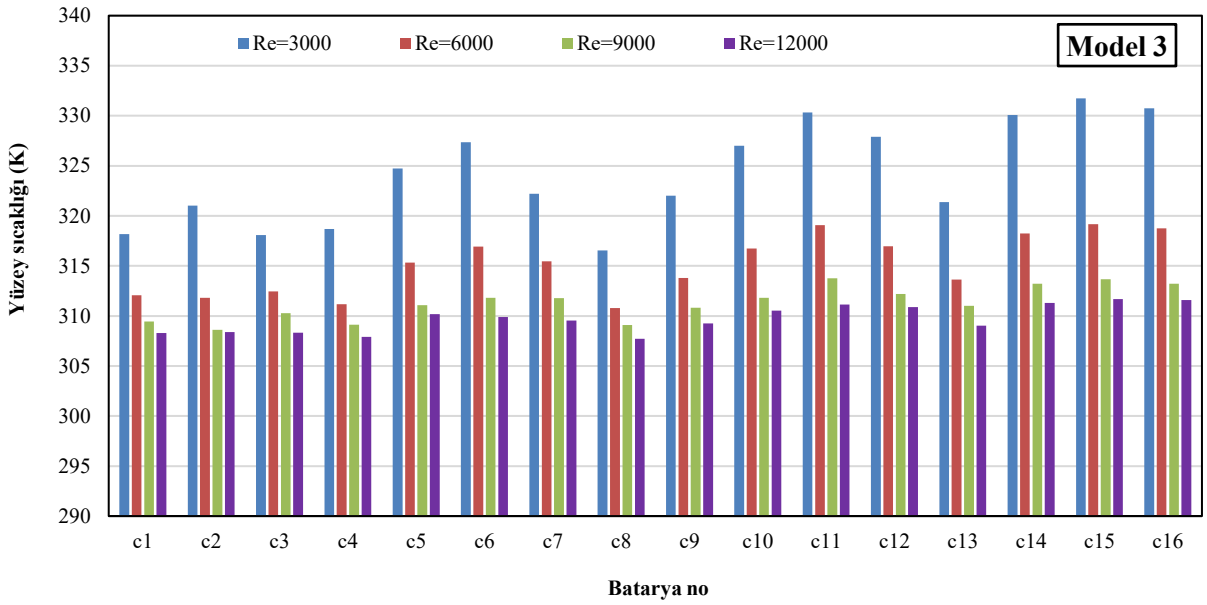
Şekil 8. Model 1 için farklı Reynolds sayılarında batarya hücrelerinin ortalama yüzey sıcaklıkları

Şekil 9 Model 2'deki Li-iyon pil hücrelerinin farklı Reynolds sayılarındaki ortalama yüzey sıcaklıklarının değişimini göstermektedir. Reynolds sayısının artmasıyla hücrelerin sıcaklık farkının azaldığı belirlenmiştir. Model 2'de özellikle son iki sütunda yer alan 11-16 numaralı hücrelerin ortalama yüzey sıcaklıklarının yüksek olduğu ve Reynolds sayısının yükselmesiyle soğuma performanslarının önemli oranda iyileştiği gözlenmiştir. Model 1 de olduğu gibi Model 2'de de artan Reynolds sayısında yüzey sıcaklıkları arasındaki fark azalmıştır. Re=12000'de modül içindeki en yüksek ve en düşük yüzey sıcaklıkları sırasıyla hücre 14 (T_s=312,32K) ve hücre 4'te (T_s=306,96 K) tespit edilmiştir. Re=12000'de modül içinde hücreler arasında en fazla sıcaklık farkının ΔT=5,36 K olduğu görülmektedir.



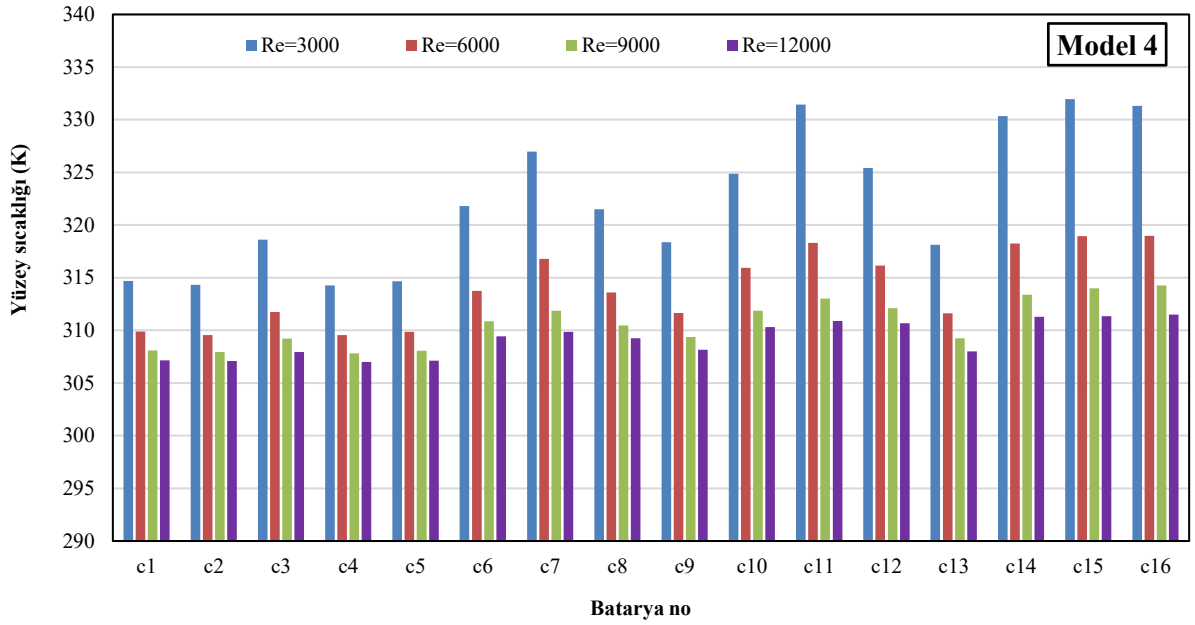
Şekil 9. Model 2 için farklı Reynolds sayılarında batarya hücrelerinin ortalama yüzey sıcaklıkları

Model 3 için farklı Reynolds sayılarında batarya hücrelerinin ortalama yüzey sıcaklıkları Şekil 10'da sunulmuştur. Bu modelde son iki sütunda yer alan hücrelerin ortalama yüzey sıcaklıklarının Re=3000'de oldukça yüksek olduğu görülmüştür. Reynolds sayısının artması hücrelerin ortalama yüzey sıcaklıklarının paket içerisindeki homojenliğini arttırmıştır. Modülün girişine yakın bölgede ilk sütunda 3 sıra hücre bulunması ve ikinci sütundaki 4 ve 8 numaralı hücrelerin önünün açık olması nedeniyle aynı sütundaki diğer hücrelere oranla bu hücreler için daha iyi bir soğuma sağlanmıştır. Re=12000'de modül içindeki en yüksek ve en düşük yüzey sıcaklıkları sırasıyla hücre 15 (T_s=311,68) ve hücre 8'de (T_s=307,72 K) tespit edilmiştir. Re=12000'de modül içinde hücreler arasında en fazla sıcaklık farkının ΔT=3,96 K olduğu anlaşılmaktadır.



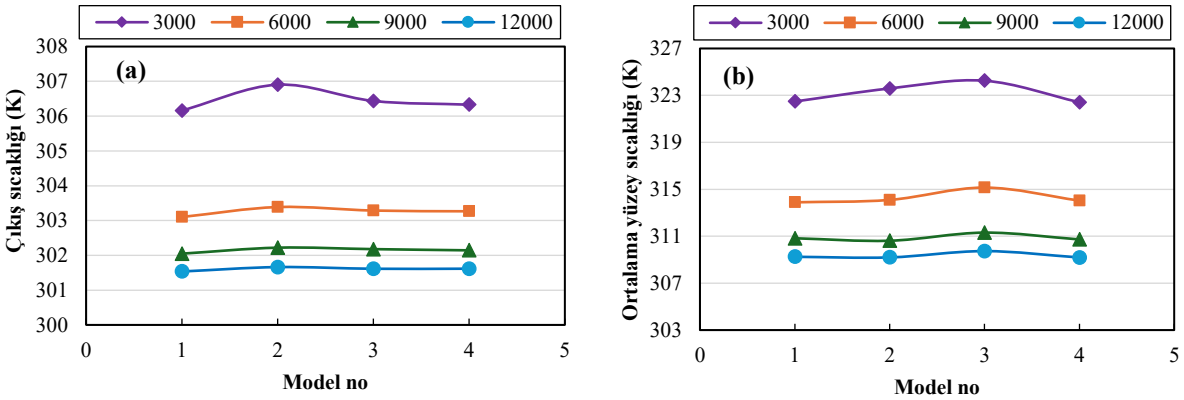
Şekil 10. Model 3 için farklı Reynolds sayılarında batarya hücrelerinin ortalama yüzey sıcaklıkları

Şekil 11, Model 4 için farklı Re'de Li-iyon hücrelerinin ortalama yüzey sıcaklıklarını vermektedir. Diğer tüm modellerde olduğu gibi bu modelde de hücrelerin yerleşimi ve Reynolds sayısındaki artışın sıcaklık dağılımlarını önemli derecede etkilediği görülmüştür. Re=12000'de modül içindeki en yüksek ve en düşük yüzey sıcaklıkları sırasıyla hücre 16 (T_s=311,50) ve hücre 4'te (T_s=306,99 K) tespit edilmiştir. Re=12000'de modül içinde hücreler arasında en fazla sıcaklık farkının ΔT=4,51 K olduğu anlaşılmaktadır.



Şekil 11. Model 4 için farklı Reynolds sayılarında batarya hücrelerinin ortalama yüzey sıcaklıkları

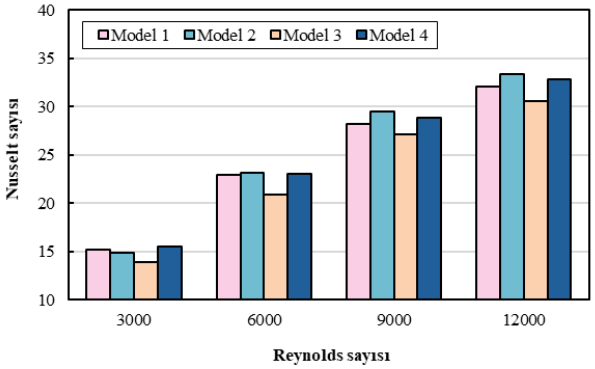
Şekil 12' de 4 modelin farklı Reynolds sayılarında (a) akışkan çıkış sıcaklıklarının ve (b) tüm bataryaların ortalama yüzey sıcaklıklarının değişimi gösterilmektedir. Şekil 12a'da, Reynolds sayısının artışı ile akışkan çıkış sıcaklığı azalmıştır. Artan Reynolds sayılarında çıkış sıcaklıkları arasındaki farkın da azaldığı gözlenmiştir. En yüksek çıkış sıcaklığı Re=3000 ve Model 2'de 306,90K iken, en düşük çıkış sıcaklığı Re=12000 ve Model 1'de 301,53K olduğu görülmüştür. Şekil 12b' de 4 Model için Reynolds sayısındaki artış ile bataryaların ortalama yüzey sıcaklıklarında düşme gözlenmiştir. Artan akış hızı ile ortalama yüzey sıcaklıkları arasındaki fark azalmıştır. En yüksek ortalama yüzey sıcaklığı Re=3000 ve Model 3'te 324,25K iken, en düşük yüzey sıcaklığı Re=12000 ve Model 4'te 309,19K olduğu tespit edilmiştir. Yüksek Reynolds sayısında tüm modeller için homojen bir ortalama yüzey sıcaklığı elde edildiği gözlenmiştir.



Şekil 12. Farklı modellerin (a) akışkan çıkış sıcaklıklarının ve (b) ortalama yüzey sıcaklıklarının Reynolds sayısı ile değişimi

Şekil 13'te tüm modeller için Re ile Nusselt sayısının değişimi görülmektedir. Reynolds sayısının artışı ile tüm modellerde, Nu önemli derecede artmaktadır. Nusselt sayısının artması konvektif ısı transferinin arttığını ifade etmektedir. En yüksek Nusselt sayısı Re=3000'de Model 4'te (Nu=15,50), Re=6000'de Model 2'de (Nu=23,15), Re=9000'de Model 2'de (Nu=29,52) ve Re=12000'de Model 2'de (Nu=33,43) elde edilmiştir. Re=3000 hariç diğer Reynolds sayılarında Model 2'nin en iyi ısı transferi sağladığı görülmüştür. Tüm Re'de Model 3 en düşük ısı transferi sağlayan model olmuştur.

Bu çalışma, modüldeki bataryaların yerleşiminin akış ve ısı transferini oldukça etkilediğini göstermektedir. Modül içerisinde bataryaların yüzey sıcaklıkları akış hızının artması ile düşmektedir. Yüksek Reynolds sayılarında bataryaların farklı yerleşimi soğutma performansını etkilemektedir.



Şekil 13. Tüm modeller için Reynolds sayısı ile Nusselt sayısının değişimi

SONUÇLAR

Bu çalışmada, farklı yerleşime sahip silindirik Lityum iyon (Li-iyon) bataryaların soğutma performansını sayısal olarak araştırmıştır. Çalışmada, farklı yerleşimde 4 adet batarya modülü dikkate alınmış ve her bir modül 16 adet batarya hücresinden oluşmuştur. Soğutucu akışkan hızı, 3000≤Re≤12000 Reynolds sayısı aralığında değişmiştir. Bataryaların soğutma performansı Nusselt sayısı (Nu) ile hesaplanmıştır. Tüm modeller için farklı Reynolds sayılarında hız ve sıcaklık görüntüleri sunulmuştur. Her bir batarya paketi için hesaplanan ısı transferi hücrelerin yerleşiminden oldukça etkilenmiştir. Tüm modellerde Reynolds sayısının artması batarya yüzey sıcaklıklarını düşürmüş ve homojen bir yüzey sıcaklığı sağlamıştır. Reynolds sayısının artışı ile tüm Modellerde, Nusselt sayısı artmaktadır. En yüksek Nusselt sayısı Re=3000'de Model 4'te (Nu=15,50), Re=6000'de Model 2'de (Nu=23,15), Re=9000'de Model 2'de (Nu=29,52) ve Re=12000'de Model 2'de (Nu=33,43) elde edilmiştir. Re=3000 hariç diğer Reynolds sayılarında Model 2'nin en iyi ısı transferi sağladığı görülmüştür. Tüm Reynolds sayılarında Model 3 en düşük ısı transferi sağlayan model olmuştur.

KAYNAKLAR

Abdulrasool Hasan H., Togun H., M Abed A., I Mohammed H. and Biswas N., 2023, A Novel Air-Cooled Li-ion Battery (LIB) Array Thermal Management System – A Numerical Analysis, *International Journal of Thermal Sciences*, 190, 108327.

Behi H., Karimi D., Jaguemont J., Gandoman F. H., Kalogiannis T., Berecibar M. and Van Mierlo J., 2021, Novel Thermal Management Methods to Improve the Performance of the Li-ion Batteries in High Discharge Current Applications, *Energy,* 224, 120165.

Chaudhari J., Singh G. K., Rathod M. K. and Ali H. M., 2024, Experimental and Computational Analysis on Lithium-ion Battery Thermal Management System Utilizing Air Cooling with Radial Fins, *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*, 149(1), 203-218.

Chen K., Zhang Z., Wu B., Song M. and Wu X., 2024, An Air-Cooled System with a Control Strategy for Efficient Battery Thermal Management, *Applied Thermal Engineering*, 236, 121578.

Daniels R. K. and Prabhakar A., 2023, Experimental and Numerical Investigation on the Effect of Cell Arrangement on Thermal Runaway Propagation in Air Cooled Cylindrical Li-ion Battery Modules, *Journal of Energy Storage*, 72, 108191.

Gungor S., Gocmen S. and Cetkın E. 2023, A review on Battery Thermal Management Strategies in Lithium-ion and Post-Lithium Batteries for Electric Vehicles, *Journal of Thermal Engineering*, *9*(4), 1078-1099.

Hai T., Abidi A., Abed A. M., Zhou J. and Malekshah E. H., Aybar, H., 2022, Three-dimensional Numerical Study of the Effect of an Air-Cooled System on Thermal Management of a Cylindrical Lithium-ion Battery Pack with Two Different Arrangements of Battery Cells, *Journal of Power Sources*, 550, 232117.

Hasan M. M., Haque R., Jahirul M. I., Rasul M. G., Fattah I. M. R., Hassan N. M. S. and Mofijur M., 2025., Advancing Energy Storage: The Future Trajectory of Lithium-ion Battery Technologies, *Journal of Energy Storage*, 120, 116511.

Kucinskis, G., Bozorgchenani, M., Feinauer, M., Kasper, M., Wohlfahrt-Mehrens, M. and Waldmann, T., 2022, Arrhenius Plots for Li-ion Battery Ageing as a Function of Temperature, C-rate, and Ageing State – An Experimental Study, *Journal of Power Sources*, 549, 232129.

Li W., Li A., Yin Yuen A. C., Chen Q., Yuan Chen T. B., De Cachinho Cordeiro I. M. and Lin P., 2025, Optimisation of PCM Passive Cooling Efficiency on Lithium-ion Batteries Based on Coupled CFD and ANN Techniques, *Applied Thermal Engineering*, 259, 124874.

Li X., Zhang Z., Zhao X., Liu S., Li H. and Wang Y., 2025, How to Select Cooling Methods for Li-ion batteries? –A Review from the Perspective of Heat Flux, *Journal of Energy Storage*, 108, 115072.

Lin Z. M., Li S. F., Liu C. P., Wang L. B. and Zhang Y. H., 2021, Thermal and Flow Characteristics of a Channel Formed by Aligned Round Tube Bank Fins Stamped with Curve Delta-Winglet Vortex Generators, *Thermal Science and Engineering Prog*ress, 26, 101113.

Ma K., Wang J., Wang Q. and Mao Q., 2025, Numerical Simulation of Battery Thermal Management Based on Ring Microchannel Cold Plate, *International Journal of Thermal Sciences,* 210, 109563.

Peng X., Ma C., Garg A., Bao N. and Liao X., 2019, Thermal Performance Investigation of an Air-Cooled Lithium-ion Battery Pack Considering the Inconsistency of Battery Cells, *Applied Thermal Engineering*, 153, 596-603.

Shahjalal M., Shams T., Islam Md. E., Alam W., Modak M., Hossain S. Bin and Iqbal A., 2021, A Review of Thermal Management for Li-ion Batteries: Prospects, Challenges, and Issues, *Journal of Energy Storage,* 39, 102518.

Wiriyasart S., Unsomsri N. and Kaewluan S., 2025 Influence of Packaging Configuration on Thermal Behavior in Air-Cooled Li-ion Battery Packs Under Low C-Rate Conditions, *Thermal Science and Engineering Progress*, 61, 103582.

Wu W., Wu W. and Wang S., 2018, Thermal Management Optimization of a Prismatic Battery with Shape-Stabilized Phase Change Material, *International Journal of Heat and Mass Transfer,* 121, 967-977.

Xu J., Zhou T. and Xu X., 2020, Experimental Investigation on a Novel Liquid Cooling Device for a Prismatic Li-ion Battery Module Operating at High Ambient Temperature, *Science China Technological Sciences,* 63(10), 2147-2153.

Zhang S. B., He X., Long N. C., Shen Y. J. And Gao Q., 2023, Improving the Air-Cooling Performance for Lithium-ion Battery Packs by Changing the Air Flow Pattern, *Applied Thermal Engineering*, 221, 119825.

SABİT VE HAREKETLİ ÇAPA SAHİP BORULARDA BASINÇ DÜŞÜŞÜNÜN ETKİLERİNİN DENEYSEL ARAŞTIRILMASI

Ayşenur ERDOĞAN*, Şendoğan KARAGÖZ, Orhan YILDIRIM[1]*** , Ömer ÇOMAKLI****, Mansur Mustafaoğlu*****, Oğuzhan Budak******
*Atatürk Üniversitesi, Fen Bilimleri Ensititüsü, Makine Mühendisliği ABD, Yakutiye, Erzurum
aysenur040.muh@gmail.com
** Atatürk Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü 25030 Yakutiye, Erzurum
skaragoz@atauni.edu.tr ,
*** Atatürk Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü 25030 Yakutiye, Erzurum
orhan.yildirim@atauni.edu.tr ,
**** Atatürk Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü 25030 Yakutiye, Erzurum
ocomakli@atauni.edu.tr
*****Atatürk Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü 25030 Yakutiye, Erzurum
mansour@atauni.edu.tr
******Atatürk Üniversitesi, Makine Mühendisliği Bölümü Lisans, 25030 Yakutiye, Erzurum
budakoguz105@gmail.com

Özet: Isı transfer performansının artırılmasına yönelik ilgi, endüstriyel gelişmelerle paralel olarak sürekli artmaktadır. Isı değiştiricilerinin tasarımında temel amaç, ısı geçişini en yüksek düzeye çıkarırken sürtünme kaynaklı basınç kayıplarını minimize etmektir. Bu doğrultuda, artan basınç kayıplarının neden olduğu enerji tüketimindeki yükselişin, cihazın genel maliyetinde sağlanan tasarrufla telafi edilmesi hedeflenmektedir. Bu çalışmada, sabit çaplı ve hareketli çapa sahip boruların ısı transfer ve basınç düşümü performansları deneysel olarak incelenmiştir. Deneysel çalışmalar kapsamında, dört farklı Reynolds sayısında gerçekleştirilen ölçümler ile sabit çaplı boru ve hareketli çapa sahip borunun basınç kaybına etkileri karşılaştırmalı olarak değerlendirilmiştir. Bulgular, hareketli çap kullanımının akış özellikleri üzerindeki etkilerini ortaya koymak amacıyla analiz edilmiştir.
Anahtar Kelimler: Isı transferi, Basınç düşümü, Reynolds sayısı, Hareketli çaplı boru.

EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF THE EFFECTS OF PRESSURE DROP IN FIXED AND VARIABLE DIAMETER PIPES

Abstract: The interest in improving heat transfer performance is constantly increasing in parallel with industrial developments. The main objective in the design of heat exchangers is to minimise frictional pressure losses while maximising heat transfer. In this direction, it is aimed to compensate for the increase in energy consumption caused by increased pressure losses with savings in the overall cost of the device. In this study, heat transfer and pressure drop performances of fixed-diameter and movable-diameter pipes were experimentally investigated. Within the scope of the experimental studies, the effects of fixed-diameter pipe and movable-diameter pipe on pressure drop were comparatively evaluated by measurements at four different Reynolds numbers. The findings were analysed to reveal the effects of the use of movable diameter on flow characteristics.
Keywords: Heat Transfer, Pressure Drop, Reynolds Number, Variable Diameter Pipe

GIRIŞ

Akışkan taşıma sistemlerinin mühendislik tasarımında, boru içerisindeki basınç düşümü, hem sistem verimliliğini hem de enerji tüketimini doğrudan etkileyen kritik bir parametredir. Bu nedenle, sabit (rijit) ve esnek borularda meydana gelen basınç düşümünün doğru biçimde hesaplanması ve modellenmesi, özellikle endüstriyel uygulamalarda önemli avantajlar sunmaktadır.

Rijit borular, sabit iç çap ve düzgün yüzey yapıları sayesinde akış karakteristikleri açısından daha öngörülebilir sonuçlar verir. Sürtünme katsayısı ve yerel kayıp katsayıları gibi klasik hidrolik parametrelerle

yapılan hesaplamaların, deneysel verilerle büyük ölçüde uyumlu olduğu gösterilmiştir (Nam, 2024; Hamad et al., 2017; Carello et al., 1998). Örneğin, yüksek basınç altında çalışan ITER soğutma sistemlerinde yapılan deneyler, rijit borularda gelişen hidrodinamik akışın hesaplamalarda dikkate alınması gerektiğini ortaya koymuştur.

Buna karşılık, esnek borular, iç yüzeylerindeki oluklar, bükülmeler ve dış yük etkisiyle şekil değiştirme potansiyelleri nedeniyle daha karmaşık bir akış dinamiğine sahiptir (Lin et al., 2020; Morales et al., 2020; Santana et al., 2020). Özellikle oluklu yapıya sahip borularda, iç geometrik düzensizliklerin türbülansı artırarak basınç kaybını yükselttiği görülmektedir. Hava-su gibi iki fazlı akışlarda oluk genişliği ve iç çap büyüdükçe, basınç kaybı da belirgin şekilde artmaktadır (Morales et al., 2020). Benzer şekilde, havalandırma sistemlerinde yapılan çalışmalarda bükülme açısı ve sıkıştırma oranı arttıkça toplam basınç kaybının da yükseldiği doğrulanmıştır (Lin et al., 2020). Yine farklı çap ve oluk derinliğine sahip borularla yapılan deneylerde, oluk derinliğinin basınç kaybını doğrudan etkilediği bulunmuştur (Santana et al., 2020).

Düşük hızlarda çalışan esnek hortum sistemlerinde, hat içi akışın dengesizliği ve partikül birikimi gibi etkiler de ek basınç kayıplarına yol açmaktadır (Yoon et al., 2002). Ayrıca, CFD analizleriyle yapılan modelleme çalışmalarında, esnek boruların geometrik hassasiyetinin basınç kaybı tahmininde kritik bir parametre olduğu vurgulanmıştır (Jaiman & Oakley, 2010).

Kompozit yapıya sahip esnek borular söz konusu olduğunda, iç basınca dayanım büyük ölçüde takviye katmanı sayısı, sargı açısı ve dış koruyucu tabaka bütünlüğüne bağlıdır. Yapılan çalışmalarda, dış tabakadaki hasarın artmasının yapısal stabiliteyi bozduğu ve patlama dayanımını düşürdüğü belirlenmiştir (Chen et al., 2025). Bununla birlikte, üçten fazla takviye katmanından sonra dayanım artış hızının yavaşladığı ve en yüksek iç basıncın genellikle en içteki katmana etki ettiği gösterilmiştir (Zhang et al., 2024). Ek olarak, eğilme, burkulma ve sargı yapısı gibi mekanik parametrelerin de sistem dayanımı ve basınç düşümü üzerinde belirleyici rol oynadığı farklı çalışmalarla desteklenmiştir (Shao et al., 2019; Troina et al., 2003).

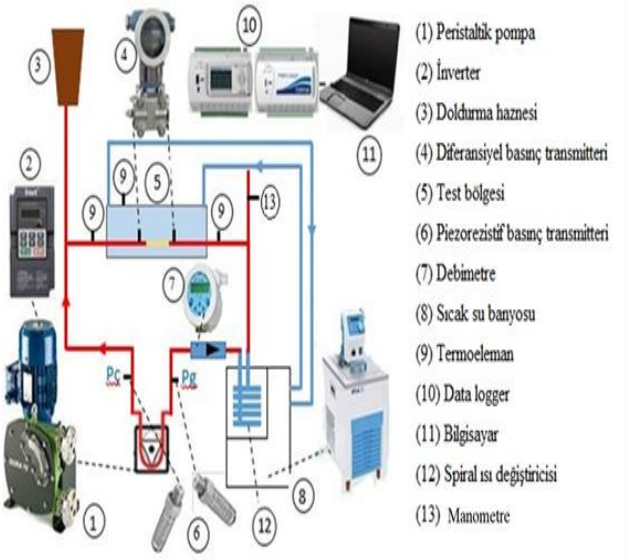
Rijit ve esnek boruların dinamik davranışları da belirgin biçimde farklılık göstermektedir. Özellikle su darbesi (water hammer) olaylarında, rijit borular daha yüksek genlikli ve uzun süreli basınç dalgaları üretirken; esnek borularda bu etkiler genellikle daha kısa süreli ve sönümlü olmaktadır. Takviye oranının artması, esnek sistemlerde bu farkı daha da belirgin hale getirmektedir (Ariani et al., 2020).

Bu bulgular, esnek boruların akış ve basınç kaybı karakteristiklerinin rijit borulara kıyasla daha karmaşık ve değişken olduğunu ortaya koymaktadır. Bu nedenle, farklı boru tiplerine ait basınç düşümünün deneysel yöntemlerle sistematik şekilde araştırılması, mühendislik uygulamaları açısından kritik öneme sahiptir. Bu çalışmada, sabit ve esnek yapıya sahip borular içerisinde farklı debi koşullarında gerçekleştirilen akış testleriyle elde edilen basınç düşümleri karşılaştırmalı olarak incelenmiş ve boru tipi ile basınç kaybı arasındaki ilişki deneysel veriler ışığında değerlendirilmiştir.

MATERYAL VE METOD

Deney Sistemi

Bu bildiride; sabit çaplı borularla çapı değişen borularda (esnek) basınç düşüşü belirlenerek bunun peristaltik pompaya olan etkisi incelenip karşılaştırmaktır. İş akışkanı olarak Newton tipi akışkan olarak saf su kullanılmıştır. Şekik 1'de şematik resmi ve şekil 2'de gerçek resmi verilen deney sistemi daha önce yapılan Sönmez (2021) ve Yıldırım (2024) tarafından gerçekleştirilen doktora tezi ve Atatürk Üniversitesi BAP Projesi (FCD-2019-7316) kapsamında kurulup aktif edildikten sonra kalibre edilmiş ve doğrulanmıştır.



Şekil 1. Deney sisteminin şematik resmi ve sistem elemanları (Yıldırım, 2023)



Şekil 2. Deney sisteminin görüntüsü

Deneyler, sistemde kullanılan peristaltik pompa sayesinde periyodik akış şeklinde gerçekleştirilmiştir. Sabit ve sabit olmayan çaplar için saf su kullanılarak akış deneyleri yapılmıştır. Periyodik akış şartlarında farklı deblerde deneyler yapılmıştır. Elektromanyetik debimetre ile akışkanın debisi ve hızı belirlenmeye çalışılmıştır (Hu et al., 2012).

Test bölgesine poliüretan boru ile esneklik katsayısı 40-80 Shore-A olan silikon boru yerleştirilerek test bölgesi oluşturulmuştur. Test bölgesini içine alan cam havuz saf suyla doldurularak 37 °C'ye kadar ısıtılıp deney yapılacak duruma getirilmiştir. Deneysel çalışmada, test bölgesinde gerekli ölçümleri yapmak için sırasıyla şu işlemler yapılmıştır: Öncelikle çalışma sıvısı olarak kullanılan saf su tüm sisteme doldurmuş ve havadan arındırılmıştır. Sıcak su banyosunda ve test bölgesinde bulunan haznedeki saf su miktarları kontrol edilmiştir. Sistemde pompanın devir sayısı değiştirilerek debi değerleri ve gerekli ölçümler yapılarak basınç, debi ve sıcaklık gibi parametreler belirlenmiştir. İnverter frekans değerleri 25-55 Hz'den aralığında ve bu değerlere karşılık gelen hacimsel debi değerleri Tablo 1'de gösterilmiştir.

Tablo 1. Frekanslara karşılık gelen nabız ve hacimsel debi değerleri

Frekans (Hz)	**Nabız (bpm)**	***Hacimsel Debi (l/h)***
25	71	***136***
35	98	***164***
45	126	***198***
60	168	**254**

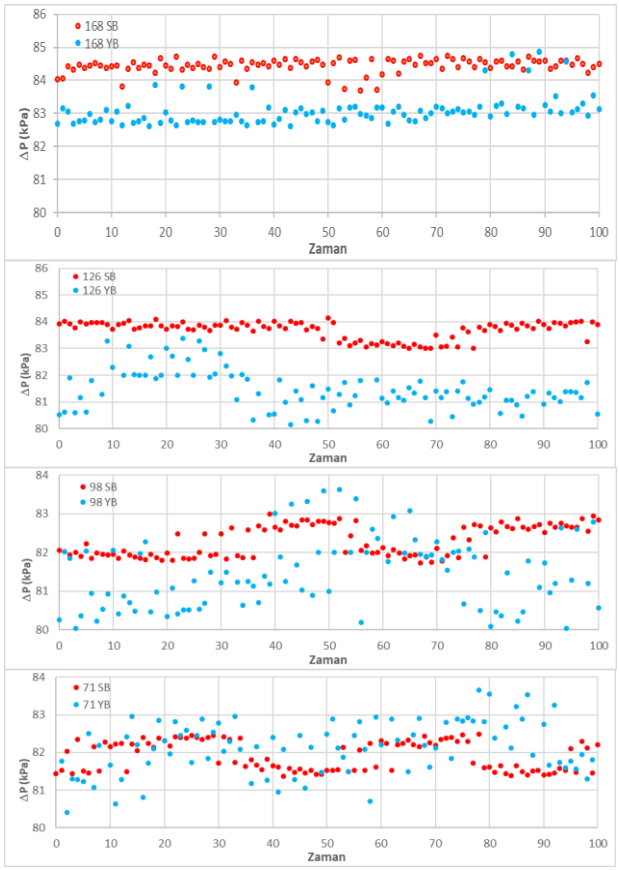
Peristaltik pompanın giriş ve çıkışındaki basınçlar ölçülerek pompadaki basınç farkı da hesaplanmıştır. Pompanın harcadığı güç, $P_ç$-P_g basınç farkının debiyle çarpımından elde edilmiştir (Eş. 1) (Cengel & Cimbala, 2014).

$$\dot{W} = 2{,}78 * 10^{-5} * \dot{V}.(P_ç - P_g) \qquad (1)$$

Burada; $\dot{W}$, peristaltik pompanın harcadığı güç (Watt), $\dot{V}$, hacimsel debi (l/h), P_g, peristaltik pompa giriş basıncı (mbar), $P_ç$, peristaltik pompa çıkış basıncı (mbar)'dır(Sönmez, 2021).

BULGULAR VE TARTIŞMA

Bu çalışmada, tek fazı akış sisteminde değişken çaplı ve sabit çaplı borular incelenmiş ve elde edilen bulgular karşılaştırılmıştır. Sonuçlar, hareketli çapa sahip borularda ΔP değerini oldukça düşük olduğu, buda f değerini düşük olacağı ve bununda pompa gücünü önemli ölçüde düşürdüğü sonucuna varılmıştır.

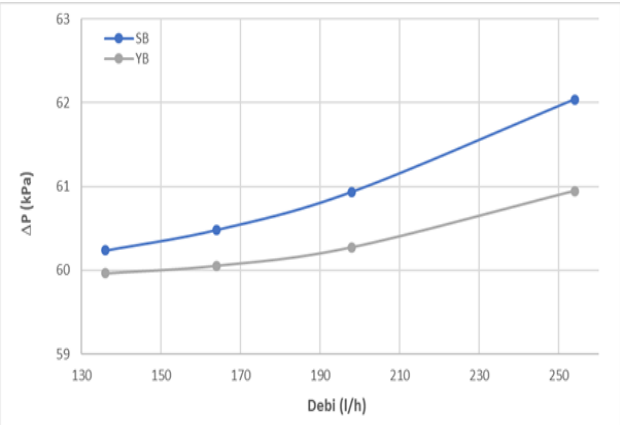


Şekil 3. ΔP nin zamanla değişimi

Şekil 3'de 100 saniye boyunca ΔP nin değişimi görülmektedir. Grafikte sabit cidarlı boru (SB) ile Yumşak cidarlı Boru (YB) ΔP acısından karşılaştırılmıştır. Sabit cidarlı borunun ΔP değerinin, yumşak cidarlı boruya göre daha yüksek olduğu görülmektedir. Ayrıca, debi değerinin artmasıyla SB nin

ΔP değeri çok artarken YB borusu düşük kalmıştır. Bu beklenen bir durumdur çünkü boru çapı arttıkça peristaltik pompanın aynı debiyi sağlaması için pompa çıkış basıncının ve ΔP nin azalması gerekecektir (Stefanadis et al. 1998; Cengel and Cimbala 2014). Deneysel sonuçlara göre, sabit cidarlı (rijit) borularda basınç farkı genel olarak daha yüksek ve daha kararlı bir seyir izlerken, esnek cidarlı borularda ise hem ortalama ΔP değeri daha düşük hem de zamana bağlı olarak daha fazla dalgalanma gözlenmiştir. Bu bulgular, rijit boruların daha sabit iç geometriye sahip olması nedeniyle basınç düşümünün daha öngörülebilir ve stabil olduğunu bildiren literatürle uyumludur (Nam, 2024; Hamad et al., 2017). Ayrıca, rijit borularda sürtünme ve yerel kayıpların klasik teorik modellerle doğru tahmin edilebildiği, sabit basınç farkının bu modelleri desteklediği belirtilmiştir (Carello et al., 1998). Öte yandan, esnek borularda gözlenen düşük ve dalgalı ΔP değerleri, literatürde esnek yapıların geometrik esnekliği ve deformasyona açık yapısı ile açıklanmaktadır. Özellikle bükülme açısı ve sıkıştırma oranı gibi parametrelerin artması, basınç kaybının hem değer hem kararlılık açısından değişmesine yol açmaktadır (Lin et al., 2020). Morales, Santana ve Neto (2020), oluklu esnek borularda hava-su karışımı gibi iki fazlı akışlarda dahi küçük geometrik değişikliklerin ciddi ΔP farkları oluşturabileceğini belirtmiştir. Şekil 3'te, özellikle düşük debili akışlarda (örneğin 71 L/h), esnek borularda zamanla basınç dalgalanmasının daha da belirginleştiği görülmektedir. Bu durum, Yoon et al. (2002) tarafından da rapor edildiği gibi, düşük hızlarda akışın iç duvarla daha fazla etkileşime girmesi ve boru deformasyonunun etkisinin artması ile açıklanabilir.

Sonuç olarak, bu çalışmada elde edilen ΔP-zaman grafikleri, rijit boruların daha kararlı ve yüksek basınç farkı sağladığını, esnek boruların ise daha esnek yapılarından kaynaklı olarak düşük ama dalgalı basınç kayıpları ürettiğini ortaya koymaktadır. Bu gözlem, literatürdeki deneysel ve sayısal çalışmalarla büyük ölçüde uyumludur (Nam, 2024; Lin et al., 2020; Morales et al., 2020; Yoon et al., 2002).



Şekil 4. ΔP nin debi ile değişim grafiği

Şekil 4'de ΔP nin debi ile değişim grafiği görülmektedir Şekilde her iki boru tipi için, debi değerlerinin artmasıyla ΔP nin de artığı görülmektedir. Yani ΔP nin yüksek debi değerlerinde daha yüksek değere sahiptir. Ayrıca, debi değeri artıkça ΔP farkı'nın da arttığı görülmektedir. Buda YB borularının SB borularına göre, pompalama gücünün daha düşük olacağı anlamına gelmektedir.
Şekil 4'te sabit cidarlı (SB) ve yumuşak cidarlı (YB) borular için ölçülen basınç düşümü (ΔP) değerlerinin, debi (L/h) cinsinden artışına bağlı olarak nasıl değiştiği gösterilmektedir. Grafik verileri, debi arttıkça her iki boru türünde de ΔP değerlerinin yükseldiğini net biçimde ortaya koymaktadır.

Özellikle 130–250 L/h aralığında, SB boruların ΔP eğrisi daha dik ve belirgin artış göstermektedir. Bu durum, rijit borularda akış hızının artmasıyla oluşan sürtünme direncinin daha baskın hale geldiğini ve buna bağlı olarak pompalama gücü ihtiyacının arttığını göstermektedir. YB borularda ise aynı debi aralığında ΔP artışı daha sınırlı kalmıştır.

Bu bulgu, esnek boruların deformasyon yetenekleri nedeniyle iç çaplarında esnek genişlemeler meydana gelerek, artan debilere karşı daha az direnç oluşturduğunu gösteren literatürle örtüşmektedir (Lin et al., 2020; Morales et al., 2020). Özellikle Lin ve arkadaşlarının yaptığı deneysel çalışmalarda, bükülme açısı ve sıkışma oranına bağlı olarak ΔP'nin nasıl değiştiği detaylı biçimde ortaya konmuş ve yüksek debilerde SB borulara kıyasla daha düşük basınç kaybı gözlemlenmiştir (Lin et al., 2020).

Bu fark, uygulamada pompalama enerjisi açısından önemlidir. Şekil 4'te görülen sonuçlar, esnek borularda pompalama gücü gereksiniminin daha düşük olacağını ve bunun enerji verimliliği açısından avantaj sağlayabileceğini göstermektedir. Ancak bu avantajın yanında, esnek boruların geometrik stabilitesindeki zayıflık nedeniyle basınç dalgalanması ve sistem kararsızlığı riski de taşımaktadır (Yoon et al., 2002; Jaiman & Oakley, 2010).

Ayrıca, ΔP farkının artması, iki boru tipi arasındaki hidrolik direnç farkının da büyüdüğünü göstermektedir. Bu sonuç, daha önce yapılan karşılaştırmalı çalışmalarda da belirtilmiş olup, rijit boruların yüksek hızlarda daha yüksek basınç kaybı oluşturduğu tespit edilmiştir (Nam, 2024; Carello et al., 1998).

SONUÇLAR

Bu çalışmada, sabit cidarlı (SB) ve esnek cidarlı (YB) boruların farklı debi koşullarındaki basınç düşümü

davranışları karşılaştırmalı olarak incelenmiştir. Deneysel bulgular aşağıdaki şekilde özetlenmiştir:

100 saniyelik ölçüm süresince her iki boru tipinde de belirli bir ΔP (basınç farkı) kararlılığı gözlemlenmiştir. Rijit borularda ΔP değeri daha yüksek olup, zamana bağlı olarak daha kararlı bir seyir göstermiştir. Esnek borularda ise ΔP değeri daha düşük ve zamanla daha fazla dalgalanmaya maruz kalmıştır. Bu durum, esnek boruların deformasyona açık yapısı nedeniyle iç akışa karşı sabit bir direnç sunamaması ile açıklanabilir. Bu sonuçlar, Lin et al. (2020) ve Morales et al. (2020) tarafından yapılan çalışmalarda bildirilen esnek borularda artan sıkışma oranı ve bükülme açısının ΔP üzerindeki etkileri ile uyumludur. Ayrıca Yoon et al. (2002) ve Jaiman & Oakley (2010) gibi araştırmalar da düşük debilerde esnek borularda oluşan basınç dengesizliklerini desteklemektedir.

Debi değerleri arttıkça her iki boru tipinde de ΔP değerleri artış göstermiştir. Ancak bu artış SB borularda daha belirgin olup, YB borulara kıyasla daha yüksek ΔP üretmiştir. Bu durum, rijit boruların artan debilere karşı daha büyük bir hidrolik direnç sunduğunu ortaya koymaktadır.
Literatürde bu durum, rijit boruların sabit iç geometrileri nedeniyle artan akış hızına karşı daha fazla sürtünme oluşturmasıyla açıklanmakta ve benzer sonuçlar Nam (2024) ve Carello et al. (1998) tarafından da raporlanmaktadır. Buna karşın, esnek boruların elastik özellikleri nedeniyle artan debiler karşısında daha düşük ΔP üretmesi, pompalama gücü açısından enerji tasarrufu potansiyeli sunduğunu göstermektedir (Lin et al., 2020; Morales et al., 2020).

Her iki analiz sonucunda da SB ve YB borular arasındaki ΔP farkının debi arttıkça büyüdüğü gözlenmiştir. Bu, boru tipi seçiminin yalnızca yapısal değil, aynı zamanda enerji verimliliği ve sistem kararlılığı açısından da önemli bir tasarım parametresi olduğunu göstermektedir. Esnek borular daha düşük pompalama gücü gerektirirken, rijit borular daha stabil bir akış performansı sunmaktadır.

Bu sonuçlar, mühendislik uygulamalarında boru seçiminin hem akışkararlılığı hem de enerji verimliliği açısından dikkatle yapılması gerektiğini ortaya koymaktadır. Ayrıca, esnek boruların davranışları klasik teorik modellerle öngörülmesi zor olduğundan, deneysel analizlerin önemi artmaktadır.

TEŞEKKÜR

SEMBOLLER

D Çap [m]
Re Reynolds sayısı [=VρD/μ]
ΔP Basınç düşümü
SB Sabit Boru
YB Yumuşak Boru
$\dot{W}$ Peristaltik pompanın harcadığı güç (Watt),
$\dot{V}$ Hacimsel debi (l/h),
P_g Peristaltik pompa giriş basıncı (mbar)
$P_ç$ Peristaltik pompa çıkış basıncı (mbar)

KAYNAKLAR

Ariani M., Rafi M. ve Saputra A., 2020, Study of Water Hammer Phenomenon on Rigid and Flexible Pipes in Waterflood Pipeline System, AIP Conference Proceedings, 0600231. https://doi.org/10.1063/5.0014351

Carello M., Ferraris A. ve Marasso S., 1998, Measurement of Pressure Losses in Smooth and Corrugated Pipes for Automotive Applications, SAE Technical Paper Series, 980871. https://doi.org/10.4271/980871

Chen F., Gao M., Liang H., Zhao M., Liu D., Liu Y., Xian L. ve Zhang A., 2025, Effect of Damage to the Outer Protective Layer on the Pressure Resistance of Flexible Composite Pipes, Journal of Physics: Conference Series, 2956(1), 012009. https://doi.org/10.1088/1742-6596/2956/1/012009

Hamad F., Faraji G. ve Davami P., 2017, Investigation of Pressure Drop in Horizontal Pipes with Internal Structures Using CFD, Chemical Engineering Research and Design, 117, 272–280. https://doi.org/10.1016/j.cherd.2016.10.033

Jaiman R. K. ve Oakley J., 2010, CFD-Based Simulation of Pressure Drop in Flexible Pipe Geometries, Journal of Fluids Engineering, 132(9), 091303. https://doi.org/10.1115/1.4002269

Lin C., You R., Wei D., Chen C., Dai H., Fu L., Huang W. ve Dong Z., 2020, Investigation of Pressure Drop in Flexible Ventilation Ducts Under Different Compression Ratios and Bending Angles, Building Simulation, 14, 1251–1261. https://doi.org/10.1007/s12273-020-0737-8

Morales R., Santana A. ve Neto M., 2020, Pressure Drop of Horizontal Air–Water Slug Flow in Different Configurations of Corrugated Pipes, Journal of Fluids Engineering, 142(8), 081402. https://doi.org/10.1115/1.4047676

Nam K., 2024, Investigation on the Pressure Drop Characteristics of ITER Thermal Shield Cooling Pipes, Fusion Engineering and Design, 204, 114247. https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2024.114247

Santana A., Morales R. ve Neto M., 2020, Experimental Study on Pressure Drop of Multiphase Flow in Corrugated Pipes with Varying Diameter, International Journal of Multiphase Flow, 128, 103243. https://doi.org/10.1016/j.ijmultiphaseflow.2020.103243

Shao Y., Liu Q., Wang H., Zhang S. ve Yu L., 2019, Prediction of Internal Pressure Resistance of Flexible Pipes Using Analytical and Numerical Methods, Engineering Failure Analysis, 100, 345–356. https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2019.02.012

Troina F., Rosa G. ve D'Amore A., 2003, An Experimental Investigation on the Bending Behaviour of Reinforced Thermoplastic Flexible Pipes, Composite Structures, 61(1–2), 147–153. https://doi.org/10.1016/S0263-8223(03)00027-2

Yoon H., Lee J. ve Park C., 2002, The Effects of Pipe Curvature on the Flow Characteristics in Flexible Hoses, Journal of Mechanical Science and Technology, 16(9), 1253–1261. https://doi.org/10.1007/BF02945936

Zhang Y., Yu Z., Wang X., Ming K., Li F., Yan J., Yu C. ve Zeng D., 2024, Analysis and Optimization Design of Internal Pressure Resistance of Flexible Composite Pipe, International Journal of Pressure Vessels and Piping, 203, 105271. https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2024.105271

Sönmez, F. (2021). Koroner damarların farklı daralma geometrilerine bağlı olarak hemodinamik açıdan deneysel ve sayısal incelenmesi. Doktora tezi, Atatürk Üniversitesi, Fen Bilimleri Ensititüsü, Erzurum, Türkiye.

Hu, Q. H., Li, J. Y., Zhang, M. Y. v. Z., & R, X. (2012). An Experimental Study of Newtonian and Non-Newtonian Flow Dynamics in an Axial Blood Pump Model. Artificial organs, 36(4), 429–433.

Cengel, A. Y., & Cimbala, J. M. (2014). Fluid Mechanics Fundamentals and Applications (Third). McGraw-Hill Education.

Stefanadis, C., Dernellis, J., Tsiamis, E., Stratos, C., Kallikazaros, I., & Toutouzas, P. (1998). Aortic function in patients during intra-aortic balloon pumping determined by the pressure-diameter relation. The Journal of Thoracic and Cardiovascular Surgery, 116(6), 1052–1059.

NACA 0012 KANAT PROFILI ÜZERINDE BUZLANMA OLUŞUMUNUN SAYISAL OLARAK İNCELENMESI

Cem Onay, Ece Aylı, Eyup Kocak[a]
[a]Cankaya University, Department of Mechanical Engineering, Ankara, TURKEY

Özet: Son yıllarda hava taşıtlarında kullanılan anti-buzlanma ve buz çözücü sistemlerde önemli teknolojik ilerlemeler kaydedilmiş olsa da, buzlanmaya bağlı olarak meydana gelen uçuş kazaları, bu fiziksel olgunun hâlâ tam anlamıyla kontrol altına alınamadığını göstermektedir. Bu durum, buzlanma sürecinin akış yapısı ve aerodinamik performans üzerindeki etkilerinin çok yönlü ve derinlemesine araştırılmasını zorunlu kılmaktadır. Bu kapsamda gerçekleştirilen çalışmada, hava taşıtlarında yaygın olarak kullanılan NACA 0012 kanat profili üzerinde oluşan buz birikiminin aerodinamik performans üzerindeki etkileri, Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) temelli FENSAP ICE yazılımı kullanılarak sayısal olarak incelenmiştir. Simülasyonlar, 2.5×10^6 Reynolds sayısında ve farklı hücum açıları altında gerçekleştirilmiş; buzlanmış kanat yüzeyi etrafındaki kaldırma ve sürükleme katsayısı ve oluşan buzun şekli literatürde yer alan deneysel verilerle doğrulanmıştır. Elde edilen sonuçlar, buzlanma sonucu oluşan buz kütlesi ve şeklinin, kanat profili çevresindeki akış karakteristiklerini doğrudan etkilediğini ve bu etkinin genel aerodinamik performansta belirgin kayıplara yol açtığını ortaya koymuştur. Ayrıca, HAD tabanlı analizlerin, buzlanma rüzgar tünelleriyle elde edilmesi güç olan akış fiziğine dair ayrıntılı ve ekonomik veriler sunabildiği görülmüştür. Kanat üzerinde oluşan buzlanma, yalnızca geometrik faktörlere (kanat şekli ve boyutu) değil; aynı zamanda ortam sıcaklığı, hava hızı, ortalama damlacık çapı (MVD) ve sıvı su içeriği (LWC) gibi işletme koşullarına da doğrudan bağlıdır. Bu çalışmada özellikle sabit Reynolds sayısı altında, sıvı su içeriğinin değişiminin buz birikimi miktarına ve şekline etkisi araştırılmış; bu parametrenin aerodinamik performans üzerindeki belirleyici rolü vurgulanmıştır.
Anahtar Kelimeler: Uçak, Buz Birikimi, Uçuş Performansı

NUMERICAL INVESTIGATION OF ICE FORMATION ON NACA 0012 AIRFOIL

Abstract: Although significant technological advancements have been made in recent years in anti-icing and de-icing systems used in aircraft, flight accidents caused by ice accretion indicate that this physical phenomenon is still not fully under control. This situation necessitates a comprehensive and in-depth investigation of the effects of the icing process on flow structure and aerodynamic performance. In this context, the present study numerically investigates the effects of ice accumulation on the aerodynamic performance of the widely used NACA 0012 airfoil in aircraft, using the Computational Fluid Dynamics (CFD)-based software FENSAP ICE. Simulations were conducted at a Reynolds number of 2.5×10^6 and at various angles of attack. The lift and drag coefficients around the iced airfoil surface, as well as the shape of the accumulated ice, were validated against experimental data available in the literature. The results revealed that the mass and shape of the ice formed due to icing directly influence the flow characteristics around the airfoil and cause significant losses in overall aerodynamic performance. Additionally, the CFD-based analyses were found to provide detailed and cost-effective insights into flow physics, which are difficult to obtain through icing wind tunnel experiments. Ice formation on the airfoil depends not only on geometric factors (such as airfoil shape and size) but also directly on operating conditions such as ambient temperature, airspeed, mean droplet diameter (MVD), and liquid water content (LWC). This study particularly focuses on the effect of varying liquid water content on the amount and shape of ice accretion at a constant Reynolds number, emphasizing the critical role of this parameter in determining aerodynamic performance.
Keywords: Aircraft, ıce accretion, flight performance

1.GİRİŞ

Havacılık endüstrisinde karşılaşılan en önemli meteorolojik sorunların başında buzlanma gelmektedir. Hava kazası istatistikleri, kazaların büyük bir kısmının buz birikimiyle ilişkili olduğunu ortaya koymaktadır. Ticari hava kazalarının %50'den fazlasının hava koşullarından kaynaklandığı rapor edilmiş; hava durumu, uçuş operasyonlarındaki en büyük belirsizlik unsuru olarak öne çıkmıştır (Klehr,1984). Havacılıkta bu denli kritik bir sorun olmasına rağmen, buzlanma konusu hâlâ tam anlamıyla çözülebilmiş değildir. Bu nedenle, buzlanmaya yönelik araştırmalar hem sayısal hem de

deneysel yöntemlerle yoğun şekilde devam etmektedir.

Buz birikimi süreci, literatürde ilk kez Messinger'ın 1953 (Messinger, 1953) yılındaki çalışmasıyla tanımlanmış; bunu takiben 1989 (Hansman vd., 1989) yılında başlayan ve 1993 yılına dek süren Hansman'ın kapsamlı araştırmaları ile sistematik bir şekilde geliştirilmiştir (Hansman vd,,1991, Hansman vd., 1993). Konuya ilişkin öncü katkılardan biri de Olsen ve Walker tarafından 1986 yılında sunulmuş ve bu çalışmalar, uçuş sırasında meydana gelen buz oluşumunun fiziksel mekanizmalarını açıklayan temel kaynaklar arasında yerini almıştır (Olsen ve Walker, 1986).

Olsen ve Walker'ın (1986) tanımına göre, uçuş sırasında buz oluşumu; ortam sıcaklığının donma noktasının altında olduğu koşullarda, süper soğutulmuş sıvı su damlacıklarının hava aracının yüzeyine çarpmasıyla başlar. Bu çarpma sonucunda damlacıklar tamamen ya da kısmen donar. Tam donma, genellikle düşük ortam sıcaklığı ve düşük sıvı su içeriği (Liquid Water Content, LWC) koşullarında gerçekleşir ve bu durumda yüzeyde ince, beyaz ve mat görünümlü "rime ice" (kırağı tipi buz) oluşur. Bu buz türü, düşük ısı iletim katsayısı nedeniyle hızlı donar ve yüzey boyunca akışa çok az maruz kalır. Buna karşılık, ortam sıcaklığının 0°C'ye yakın olduğu ve LWC'nin yüksek seviyelerde bulunduğu durumlarda, çarpan damlacıkların yalnızca bir kısmı donar; kalan sıvı ise yüzey boyunca hareket ederek, daha ağır, şeffaf ve aerodinamik olarak daha tehlikeli olan "glaze ice" (cam tipi buz) oluşumuna neden olur.

Buz birikimi süreci, damlacıkların çarpma anındaki kinetik enerjisi, bu çarpışma sonucunda açığa çıkan gizli ısının yüzey ve buz kütlesi üzerinde yarattığı ısınma etkisi ile ortam havasına olan konvektif ısı transferi arasındaki enerji dengesi ile şekillenir. Bu enerji dengesi, donma oranını, buzun birikim şeklini ve yüzey üzerindeki yayılımını belirleyen temel etkendir. Oluşan buzun sıcaklığı, çevresel koşullara bağlı olarak 0°C'nin altında kalabilir veya yüzeye çarpan yeni damlacıklarla karmaşık buz yapılarına dönüşebilir(Olsen ve Walker, 1986).

Hansman ve ark. (1991) tarafından yapılan yakın çekim video gözlemleri, akışın durma noktasına yakın bölgelerde sıvı suyun biriken buz tabakası üzerinde yaklaşık olarak düzgün bir film oluşturduğunu; ancak bu noktadan daha geride, bu filmin bozulduğunu ve suyun yüzey üzerinde birbirine yakın konumlanmış, ayrı damlacıklar hâline geldiğini göstermektedir. Bu damlacıklar kısa bir mesafe aşağı doğru hareket eder ve orada donar. Bu damlacıklar ilk kez Olsen ve Walker (1986) tarafından gözlemlenmiş ve olası etkileri tanımlanmıştır. Bu damlaların, konvektif ısı transfer katsayısını önemli ölçüde artırdığı bilinen aerodinamik yüzey pürüzlülüğü gibi davrandığı düşünülmektedir (Achenbach, 1977, Kirchner,1983). Gözlemler, bu ayrı damlacıkların bulunduğu bölgenin hemen arkasında buz kalınlığının hızla arttığını ve bu bölgede buz boynuzlarının oluştuğunu ortaya koymuştur.

1994 yılında meydana gelen Roselawn ATR-72 kazası, buzlanma aerodinamiği araştırmalarının önemini artırmış ve bu alandaki çalışmaları uçak güvenliği odağına yönlendirmiştir. Bu kazayla birlikte, farklı damlacık boyutlarına ve buz birikimi türlerine yönelik deneysel ve hesaplamalı araştırmalar başlatılmıştır. 2005 yılında Bragg ve arkadaşları, kritik buz şekillerinin belirlenmesi ihtiyacına dikkat çekmiş ve bu kapsamda buz şekli ile kanat profili geometrisinin kanat ve kanat aerodinamiği üzerindeki etkilerini inceleyen parametrik çalışmaların son yıllarda tamamlanmaya başladığını belirtmiştir.

2001 yılında Lynch Ve Khodadoust (2001) tarafından yürütülen deneysel çalışmalarda ise buzlanmış kanat yüzeylerinde oluşan akış alanlarının fiziği incelenmiş, buzlanmanın kaldırma ve sürükleme gibi performans parametreleri üzerindeki etkileri değerlendirilmiş ve elde edilen veriler uçak tasarımcıları ile ilgili paydaşlara sunulmuştur. Cao vd. (2015), çalışmalarında uçak yüzeylerinde oluşan buz birikimlerinin uçuş karakteristikleri üzerindeki etkilerini incelemeyi amaçlamaktadır. Çalışmada rüzgar tüneli testleri ile farklı buz şekilleri oluşturulmuş ve bunların kanat üzerindeki etkileri ölçülmüştür. Elde edilen sonuçlara göre, buzlanma kaynaklı yüzey pürüzlülüğü, konvektif ısı transferini artırmakta ve buz oluşumunun hızını tetiklemektedir. Ayırca, buz, kanat profili üzerinde akış ayrılmasına neden olarak stall (uçuş kaybı) davranışını daha erken başlatmakta ve kontrol yüzeylerinin etkinliğini azaltmaktadır. Bir başka deneysel çalışma ise NACA 0012 kanat profilleri üzerindeki rime ve glaze buzun aerodinamik etkilerini incelemekte; lazer Doppler hızölçer ile elde edilen verilerle buzun, özellikle sürükleme katsayısı ve akış alanı üzerindeki bozucu etkilerini ortaya koymaktadır (Cuerno-Rejado, 2001). Kumar (2024) ise Iowa State University Buzlanma Araştırma Tüneli (ISU-IRT) bünyesinde, yüzey sıcaklığı, buz suyu içeriği, akışkan sıcaklığı ve hız gibi değişkenlerin buz birikimi ve dökülme davranışlarına olan etkilerini deneysel olarak incelemiştir. Sonuçlar, kanat yüzeyindeki erime oranının buz birikimi üzerinde güçlü bir etkiye sahip olduğunu göstermektedir. Daha yüksek yüzey sıcaklıkları, erimenin artmasına bağlı olarak daha fazla buz birikimine yol açmakta; bu da daha yüksek erime oranı ve yapışma verimliliğiyle sonuçlanmaktadır.

Pouryoussefi vd (2016), NACA 23012 kanat profili üzerinde farklı buzlanma tiplerinin aerodinamik performansa etkisini deneysel olarak incelemiştir. Elde

edilen sonuçlara göre, en olumsuz etkiyi spanwise ridge ice oluşturmuş; bu durum, stall açısında 10° düşüş ve maksimum kaldırma katsayısında %50 azalma ile sonuçlanmıştır. Horn ice ise daha az etkili olmuşken, runback ice en sınırlı etkiyi göstermiştir. Bulgular, özellikle spanwise ridge buzlanmasının uçuş güvenliği açısından ciddi riskler taşıdığını ortaya koymuştur.

1990'lı yıllardan itibaren sayısal yöntemler bu alandaki çalışmalarda yerini almaya başlamış, son yıllarda ise buzlanma etkileri yoğun biçimde sayısal olarak incelenir hale gelmiştir.

Lu vd. (2024) tarafından yapılan sayısal simülasyonlar, küçük ölçekli rüzgar türbinlerinin kanat uçlarında meydana gelen buz birikiminin aerodinamik performans üzerindeki olumsuz etkilerini ortaya koymuştur. Çalışma, buzlanmanın özellikle kaldırma katsayısında önemli düşüşlere neden olduğunu göstermektedir. Elde edilen bulgulara göre, 8° ve 12°'lik hücum açıları için buz birikimi, kaldırma katsayısında daha belirgin bir azalmaya yol açmıştır. Buzlanmanın başlangıcından itibaren 0 ila 30 dakika arasında, kaldırma katsayısındaki azalma oranı sırasıyla %48 ve %46.2'ye ulaşmıştır. Ayrıca yüksek rüzgar hızlarında buzlanmanın daha kritik sonuçlar doğurabileceği de hızın etkisi araştırılarak ortaya konmuştur. Bir başka sayısal çalışma (Abudlla ve Hasoun, 2009) rime tipi buzlanmanın NACA 0012 kanat profili üzerindeki aerodinamik etkilerini farklı Mach sayılarında sayısal olarak incelemiştir. FORTRAN 97 ile geliştirilen FVM tabanlı model, buz parçacığı hareketlerini, basınç, kaldırma, sürükleme ve moment katsayılarını hesaplamış; artan hücum açısı ve Mach sayısının buzlanma etkisini belirgin şekilde artırdığını ortaya koymuştur.

Tabatabaei (2018), glaze tipi buz birikiminin NACA 0011 kanat profili üzerindeki dinamik yükler ve aerodinamik performans üzerindeki etkilerini sayısal yöntemlerle incelemektedir. URANS yaklaşımı kullanılarak farklı hücum açıları altında, spoiler şeklinde modellenmiş buz profilleriyle yapılan simülasyonlarda, kaldırma ve sürükleme katsayıları ile basınç dağılımları analiz edilmiştir. Elde edilen sonuçlar, buz birikiminin yalnızca kaldırma kuvvetini azaltmakla kalmayıp, aynı zamanda eğilme momentini artırarak kontrol zorluklarına neden olduğunu göstermektedir. Ayrıca, akışta oluşan düşük ve yüksek frekanslı salınımlar, Strouhal sayıları ile tanımlanmış ve ayrılma kabarcıklarının yapısı detaylı şekilde değerlendirilmiştir.

Literatürde de görüldüğü üzere, buzlanma hem uçuş güvenliğini ciddi şekilde tehdit eden bir unsur olarak öne çıkmakta hem de aerodinamik performans üzerinde karmaşık ve çok yönlü etkiler oluşturmaktadır. Gerek deneysel gerekse sayısal birçok çalışmada bu soruna dikkat çekilmiş, farklı parametrelerin buz oluşumuna katkısı incelenmiştir. Ancak, bu alandaki tüm ilerlemelere rağmen buzlanma konusu hâlâ güncelliğini koruyan, çözüm arayışları devam eden bir araştırma alanı olmaya devam etmektedir.Bu doğrultuda, bu çalışmanın amacı, uçuş sırasında karşılaşılan buzlanma probleminin temel fiziksel mekanizmalarını daha iyi anlamak ve özellikle sıvı su içeriği (Liquid Water Content, LWC) parametresinin buz birikimi üzerindeki etkilerini sayısal olarak incelemektir.

3. SAYISAL METODOLOJİ

3.1. Problemin Tanımı ve Akış Koşulları

Bu çalışmada yürütülen sayısal analizlerin güvenilirliğini değerlendirmek ve kurulan sayısal metdolojide nemin olabilmek adına, öncelikle literatürde yer alan deneysel verilerle karşılaştırma yapılabilecek bir kanat profili seçimine gidilmiştir. Bu doğrultuda Shin ve Bond (1992)'un NASA tarafından yayımlanan raporunda yer alan bir çok deneysel çalışmadan biri olan NACA 0012 kanat profili tercih edilmiştir. Doğrulama sürecinde, sayısal koşullar, deneye ait giriş koşulları aynı şekilde modellenmiştir. Belirlenen test senaryosunda LWC değeri 1 g/m³, MVD 20 µm, süre 360 saniye, ortam sıcaklığı -5.55 °C, hava hızı 67.056 m/s ve hücum açısı 4° olarak uygulanmıştır.

Doğrulama adımının ardından, asıl analizlerde tüm parametreler sabit tutularak sadece LWC değeri değişken olarak ele alınmıştır. LWC; 0.75, 1.00, 1.25, 1.50 ve 1.75 g/m³ olmak üzere beş farklı değerde incelenmiştir (Tablo 1). Bu kapsamda, buzlanmanın aerodinamik performans üzerindeki etkileri sayısal olarak analiz edilmiştir. Bu analizler aracılığıyla, LWC parametresinin tekil etkisi açık biçimde ortaya konmuş ve buzlanma fiziği bağlamında anlamlı sonuçlar elde edilmiştir.

Tablo 1. Farklı sıvı su içeriğine sahip durumlar için test matrisi

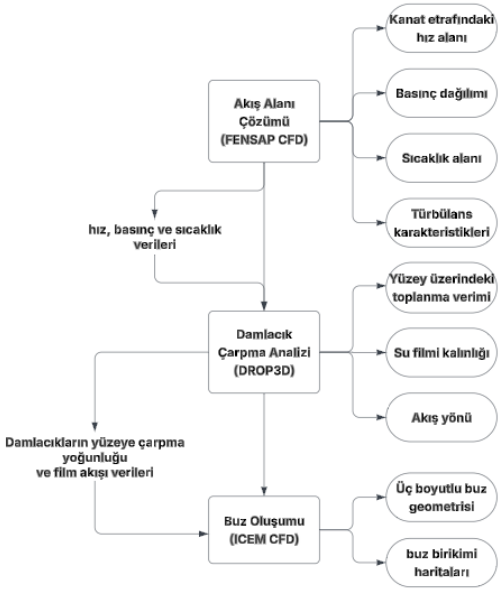
Çalışma Koşulu	Hücum Açısı(°)	LWC (gm3)	Buzlanma Süresi (s)	MVD (µm)
1	4	0.75	360	20
2	4	1	360	20
3	4	1.25	360	20
4	4	1.5	360	20
5	4	1.75	360	20

Bu çalışmada kullanılan buzlanma simülasyonu üç temel aşamadan oluşmaktadır. İlk aşamada, akış alanı çözümü FENSAP-CFD yazılımı ile gerçekleştirilmiş; bu sayede kanat etrafındaki hız alanı, basınç dağılımı, sıcaklık alanı ve türbülans karakteristikleri elde edilmiştir. Hücum açısı (AoA), ağ yapısı ve sınır koşulları da bu çözümün girdilerini oluşturmuştur. Bu aşamada elde edilen hız, basınç ve sıcaklık verileri,

ikinci aşamada gerçekleştirilen damlacık çarpma analizine aktarılmıştır.

İkinci aşamada, DROP3D modülü ile damlacıkların yörüngeleri ve çarpma bölgeleri (impingement map) hesaplanmış; yüzey üzerindeki toplanma verimi (η), su filmi kalınlığı ve akış yönü gibi parametreler elde edilmiştir. Damlacıkların yüzeye çarpma yoğunluğu ve film akışı verileri, son aşamada buz birikimi analizine girdi olarak sunulmuştur.

Üçüncü ve son aşamada, ICE3D modülü kullanılarak üç boyutlu buz geometrisi oluşturulmuş; kanadın aerodinamik performans parametreleri olan kaldırma ve sürükleme katsayılarındaki (C_L / C_D) değişimler incelenmiştir. Bu analizde ayrıca stall açısındaki değişim, sınır tabaka ayrılmaları ve enerji dengesi dikkate alınmıştır. Sonuç olarak, elde edilen buz birikimi haritaları ve aerodinamik kayıplar, kritik yüzey bölgelerinin görselleştirilmesine ve buzlanma kaynaklı performans düşüşlerinin değerlendirilmesine olanak sağlamıştır. Şekil 1'de analiz metodolojisi sunulmuştur.



Şekil 1. Analiz süreci

3.2. Hesaplama Modeli

Şekil 1'de görüldüğü üzere, buzlanma simülasyonu üç ana bölümden oluşmaktadır Bunlar sırası ile, akış alanı hesaplama modülü, su damlacığı akış alanı hesaplama modülü ve buz oluşumu hesaplama modülüdür. Akış alanı çözümü için düşük hızlı, viskoz Navier-Stokes denklemleri kullanılmakta ve aşağıdaki gibi ifade edilmektedir:

$$\frac{\partial \rho \emptyset}{\partial t} + \nabla\left(\rho v \emptyset - \Gamma_\phi grad\phi\right) = q_\phi \qquad (1)$$

Süreklilik denkklemi ise Denklem (2)'de verilmiştir.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla(\rho v) = 0$$

Denklemlerde ρ yoğunluk, q_ϕ kaynak terimi, t zamanı, ϕ taşınım değişkenini, Γ_ϕ ise difüzyon kat sayısını ifade etmektedir.

Damlacık çarpmasını hesaplamak için kanat profili üzerinde Euler iki fazlı akış yöntemi yöntemi kullanılmıştır.Çarpma hesaplamalarında kullanılan Eulerian model, Bourgault ve ark. (1999) tarafından geliştirilmiştir. Bu model iki akışkanlı bir model olup, birinci faz hava, ikinci faz ise su damlacıklarıdır. Her iki faz aynı ağda çözülür, ancak ayrı denklemlerle temsil edilir. Bu, Navier-Stokes (veya Euler) denklemlerinin, su damlacıklarının süreklilik ve momentum denklemleriyle genişletilmiş halidir. Boyutsuz forma bu denklemler aşağıdaki gibi yazılır:

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \nabla(\alpha u_d) = 0 \qquad (3)$$

$$\frac{\partial u_d}{\partial t} + u_d \nabla u_d = \frac{C_D Re_d}{24K}(u_a - u_d) + \left(1 - \frac{\rho_a}{\rho}\right)\frac{1}{Fr^2} g \qquad (4)$$

Denklemlerde, u_d ir akışkan elemanı üzerindeki ortalama su hacim oranını **ve** ortalama damlacık hızını ifade eder. Denklem (2)'nin sağ tarafındaki ilk terim**,** damlacıklar üzerindeki hava sürükleme kuvvetini**,** ikinci terim ise kaldırma ve yerçekimi kuvvetlerini temsil eder. Boyutsuz hava hızı u_a**,** Navier-Stokes ya da Euler denklemlerinin her ikisi için de FENSAP kullanılarak çözülmesiyle elde edilir. Damlacık Reynolds sayısı, eylemsizlik faktörü, Froude sayısı ise aşağıdaki şekilde hesaplanmaktadır.

$$Re_D = \frac{\rho_a d V_{rel} \|\overrightarrow{u_a} - \overrightarrow{u_d}\|}{\mu_a} \qquad (5)$$

$$K = \frac{\rho_d d^2 V_{rel}}{18 \mu_a L_\infty} \qquad (6)$$

$$Fr = \frac{\|V_{rel}\|}{\sqrt{L_\infty g_\infty}} \qquad (7)$$

Denklem 5-7 arasında d, damlacık çapı, μ_a hareket viskozitesi, L_∞ karakteristik uzunluk, g_∞ yer çekimidir. Buzlanma simülasyonunda, FENSAP-ICE yazılımı içerisindeki ICE3D modülü kullanılmakta olup, bu modül Bourgault buzlanma modeline dayanmaktadır (Bourgault,1999). Buz yapısı için kütlenin korunumu aşağıdaki şekilde verilmektedir:

$$V_{rel} LWC\beta = \dot{m}_{buz}$$

$$\overrightarrow{V_{buz}} = \frac{\dot{m}_{buz}}{\rho_{buz}}\vec{n} = \frac{V_{rel} LWC\beta}{\rho_{buz}}\vec{n}$$

Denklemlerde $\overrightarrow{V_{buz}}$, buz büyüme akıs, LWC, sıvı su içeriği, β lokal toplama katsayısıdır (Yu vd, 2025).

4. SONUÇLAR

Bu çalışmada sayısal modelin doğruluğunu değerlendirmek amacıyla validasyon iki aşamalı

olarak gerçekleştirilmiştir. ilk aşamada, "temiz durum" olarak adlandırılan ve kanat yüzeyinde buz oluşumunun bulunmadığı durum ele alınmıştır. Bu kapsamda, farklı hücum açıları için elde edilen kaldırma katsayısı (C_l) ve sürükleme katsayısı (C_d) değerleri, Ladson (1988) tarafından gerçekleştirilen deneysel veriler ile karşılaştırılmıştır. Bu karşılaştırmalarla birlikte, sayısal çözümün doğruluğunu artırmak amacıyla hem türbülans modeli seçimi hem de ağ yapısı çalışmaları yapılmıştır. Bu aşamadaki analizlerde kord uzunluğu 1 m, Reynolds sayısı 6 milyon olarak alınmıştır.

Çalışmanın ikinci aşamasında ise sayısal modelin buzlanma koşullarındaki performansını değerlendirmek üzere, Shin ve Bond (1992) tarafından NASA bünyesinde gerçekleştirilen deneysel çalışma referans alınmıştır. Çok sayıda test senaryosunu içeren bu kapsamlı çalışmada, iyi belgelenmiş koşulları ve yüksek tekrarlanabilirliği nedeniyle NACA 0012 kanat profili üzerindeki buz oluşum deneylerinden biri tercih edilmiştir. Bu doğrulama sürecinde sayısal simülasyon modeli, deneysel testle birebir uyum sağlayacak şekilde yapılandırılmıştır. Uygulanan test senaryosunda:

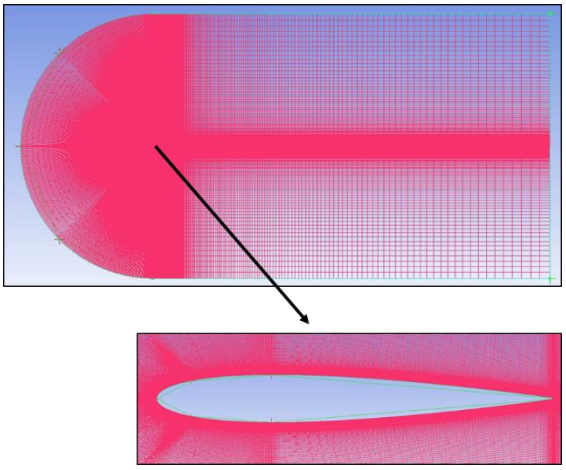
- **Chord uzunluğu**: 0.53 m
- **Reynolds sayısı**: 2.5 milyon
- **Sıvı su içeriği (LWC)**: 1 g/m³
- **Medyan hacim çapı (MVD)**: 20 µm
- **Buzlanma süresi**: 360 saniye
- **Serbest akış sıcaklığı**: −5.55 °C
- **Hava hızı**: 67.056 m/s
- **Hücum açısı**: 4°

olarak tanımlanmış ve bu sınır koşulları simülasyona doğrudan entegre edilmiştir. Sayısal simülasyon sonucunda elde edilen buz birikim geometrisi, deneysel çalışma ile karşılaştırılmış ve modelin öngörü doğruluğu başarıyla değerlendirilmiştir.

NACA 0012 kanat profili üzerinde oluşan buz birikiminin iki boyutlu olarak incelenmesi için ağ yapısı ICEM CFD yazılımı kullanılarak oluşturulmuştur. Ağ yapısı görseli Şekil 2'de verilmiştir. Sınır koşulu olarak tüm dış bölgede far field sınır koşulu, kanat etrafında kaymaz duvar koşulu, girişte giriş hızı ve statik sıcaklık değerleri girilmiş yani hız sınır koşulu uygulanmıştır.

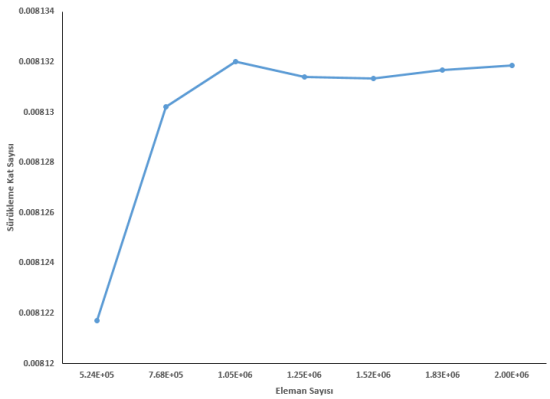
4.1. Temiz Durum Model Validasyonu

Sayısal simülasyonların doğruluğunu ve güvenilirliğini sağlamak açısından ağ bağımsızlık çalışması kritik bir adımdır. Bu çalışmanın amacı, ağ çözünürlüğü artırıldığında elde edilen sonuçların kararlılık gösterip göstermediğini kontrol etmektir. Bu kapsamda, 0° hücum açısı ve 6 milyon Reynolds sayısı altında NACA 0012 kanat profili üzerinde gerçekleştirilen simülasyonlarda, eleman sayısının artırılmasıyla sürükleme katsayısında (Cd) meydana gelen değişim Şekil 3'te sunulmuştur



Şekil 2. Ağ yapısı görseli

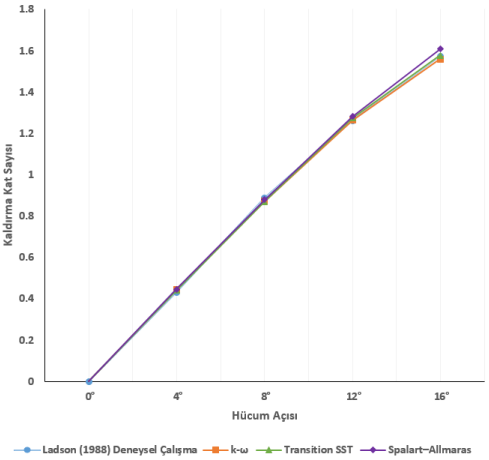
Grafikten de görüleceği üzere, $1.5x10^6$ eleman sayısının üzerine çıkıldığında sürükleme katsayısında anlamlı bir değişiklik gözlemlenmemektedir. Bu sonuçlara göre, bu eleman sayısının simülasyonlar için optimal bir çözüm ağı sunduğu ve daha yüksek eleman sayılarının yalnızca hesaplama süresini gereksiz yere artırdığı sonucuna varılmıştır.



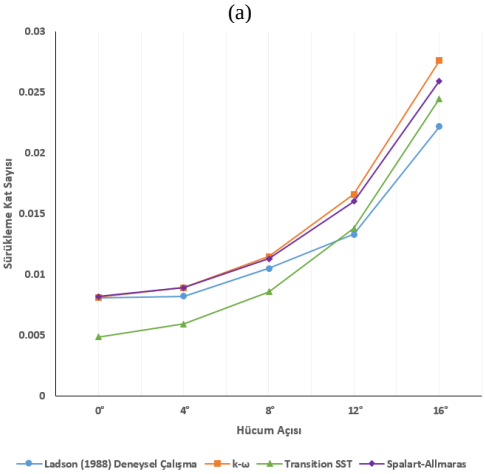
Şekil 3. Ağ Yapısı Çalışması

Kanat profili etrafındaki akışın türbülanslı olması nedeniyle, türbülans etkilerinin doğru şekilde öngörülebilmesi için uygun bir türbülans modeli seçimi gereklidir. Bu doğrultuda, sayısal simülasyonlarda Spalart–Allmaras (S-A), transition ve k-ω SST türbülans modelleri kullanılarak karşılaştırmalı analizler gerçekleştirilmiştir. Her bir model ile elde edilen kaldırma (Cl) ve sürükleme (Cd) katsayıları, Ladson'un (1988) deneysel verileri ile kıyaslanmıştır. Tüm sayısal çalışmalarda, Cl ve Cd değerleri deneysel çalışmalarda kullanılan formülasyonla uyumlu şekilde hesaplanmış ve farklı hücum açıları için elde edilmiştir.Şekil 4'te sunulan karşılaştırma sonuçlarına göre, Spalart–Allmaras modeli, hem kaldırma hem de sürükleme

katsayılarında deneysel verilere en yakın sonuçları vermiştir. k-ω ve k-ω SST modelleri özellikle stall'a yakın açılarda sapma göstermiştir; Bu doğrultuda, çalışmanın geri kalan kısmında tüm buzlanma simülasyonları için Spalart–Allmaras türbülans modeli tercih edilmiştir. Modelin düşük hesaplama maliyeti ve deneysel verilerle uyumlu sonuçlar üretmesi, bu tercihin temel gerekçesini oluşturmaktadır.



(a)



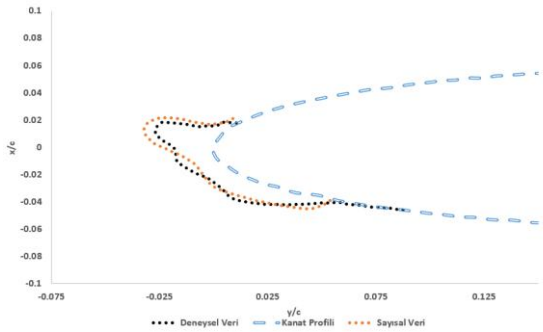
(b)

Şekil 4. Temiz durum deneysel veriler ile kıyaslama (a) Kaldırma katsayısı (b) Sürükleme katsayısı

4.2. Buzlu Durum Model Validasyonu

Şekil 5, simülasyon tabanlı ve deneysel olarak elde edilen buzlanma profillerinin kapsamlı bir karşılaştırmasını sunmaktadır. İncelenen buzlanma tipinin şeffaf buzlanma (glaze ice) olması nedeniyle, buz birikimi öncelikli olarak kanadın hücum kenarı ile sınırlı kalmıştır. Simülasyonlar boyunca önemli bir buz taşması gözlemlenmemesi, nispeten düzenli bir buzlanma morfolojisinin oluşumuna yol açmıştır. Şekil 5'de sunulan veriler, hem buzlanma şekli hem de maksimum buz kalınlığı açısından simülasyon bulguları ile deneysel sonuçlar arasında genel bir uyum olduğunu açıkça göstermektedir. Bu tutarlılık, bu çalışmada uygulanan sayısal simülasyon yönteminin çoğu senaryoda güvenilir ve doğru sonuçlar üretebildiğini güçlü bir şekilde desteklemektedir.

Buzlanma başladıktan sonra kanadın geometrik yapısında değişiklikler meydana gelir. Bu değişiklikler yalnızca kanat profilini etkilemekle kalmaz, aynı zamanda yüzeydeki hava akışı ve su damlacıklarının hareketi üzerinde de önemli etkiler oluşturur. Kanat yüzeyinde zamanla oluşan buz birikimini daha gerçekçi biçimde modelleyebilmek için, ağ yapısının bu birikime bağlı olarak güncellenmesi ve yeni oluşan buz kaplı kanat geometrisine uyarlanması gerekmektedir. Bu amaçla kullanılan FENSAP-ICE yazılımı, buz birikimi analizlerini hem tek adımlı hem de çok adımlı olarak gerçekleştirebilme yeteneğine sahiptir. Çok adımlı simülasyon yaklaşımında, toplam buzlanma süresi kullanıcı tarafından belirlenen daha küçük zaman dilimlerine bölünerek analiz edilir. Her bir zaman adımı sonunda oluşan yeni buz şekli dikkate alınarak ağ yapısı yeniden oluşturulur. Bu süreçte, yüzeyde biriken buz hacmine bağlı olarak yüzeye yakın hücrelerin boyutlarında ve şekillerinde değişiklik meydana gelir. Bu çalışmada, daha hassas sonuçlar elde edebilmek amacıyla altı adımlı bir buzlanma simülasyonu gerçekleştirilmiştir ve altı adamlı çözüm ile Şekil 5'de verilen tutarlı sonuçlar elde edilebilmiştir.

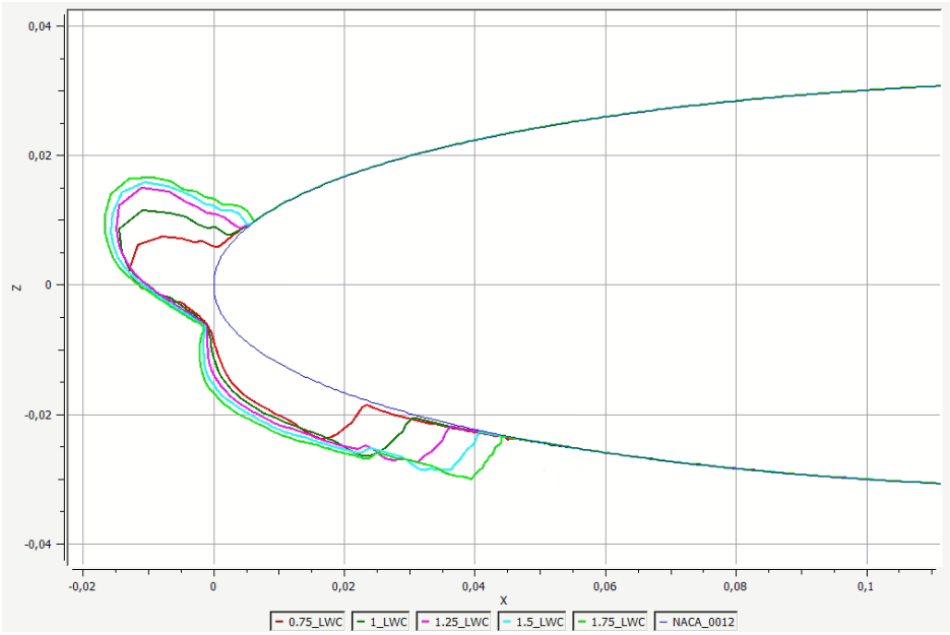


Şekil 5. Deneysel Çalışma (Shin ve Bond,1992) ile sayısal buz oluşumunun kıyaslanması

4.3. Sıvı Su Kütlesinin (LWC) Buzlanma Üzerine Etkisi

Şekil 6'da farklı sıvı su kütleleri için buz yapısının kıyaslanması gösterilmiştir. Genel yapı incelendiğinde yüzeyden ileriye doğru uzanan katmanlar halinde bir buz yapısından söz edilebilir. Buz daha yavaş oluşmakta, damlacıklar yüzeyde yayılmakta ve aerodinamik olarak buz yapısı kanadı takip etmeye çalışmaktadır. Buda yapının LWC içeriğinden bağımsız olarak şeffaf buzlanma tipi olduğunu ve bu LWC aralığında yapının değişmediğini göstermektedir.
LWC artışı ile beraber geometrik trend sabit olsa dahi, buz hacmi artmaktadır. LWC artışı kanat etrafında scallop yapısının daha da belirgin hale gelmesine sebep olmaktadır. Akış bozulmaları özellikle buz

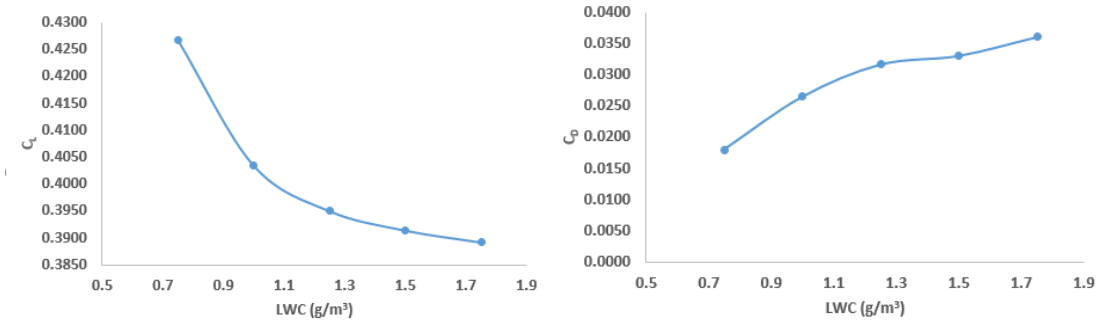
şeklinin çıkıntılı yapısından ötürü meydana gelmektedir.



Şekil 6. Farklı sıvı kütleleri için oluşan buz profillerinin kıyaslanması

Şekil 7'de LWC değişimine bağlı kaldırma ve sürükleme kat sayılarındaki değişimler gösterilmiştir. Buz kalınlığının artması kaldırma kuvvetinde ciddi düşüşler yaratırkan sürükleme kuvvetinde de artışa sebep olmaktadır. LWC değeri 1.5 değerini aştıktan sonra daha kalın, dışa uzayan ve belirgin çıkıntılı buz oluşumları görülmektedir. Bu Artan LWC, daha büyük ve yayılmış buz formlarıyla sonuçlanmaktadır (Şekil 6). Bu durumda aerodinamik yapıyı bozmakta ve basınç farkı ve yüzey sürtünmesini arttırmaktadır, sonuç olarka hava akımına karşı direnç yapıların oluşumu ise aerodinamik verimliliği ciddi şekilde düşürür, sınır tabaka ayrılmasına neden olmakta ve buna bağlı olarakta kaldırma kuvvetinde ciddi düşüşler meydana gelmektedir. 0.75 g/m³ - 1.75 g/m³ aralığında C_L değeri yaklaşık %10 oranında düşmüştür, bu da buzun uçuş performansına etkisinin ciddi olduğunu gösterir.

artmakta ve C_D değerlerinde gözle görülür bir artış meydana gelmektedir.



Şekil 7. Sıvı su kütlesinin değişimne bağlı (a) kaldırma kat sayısı (b) sürükleme kat sayısı değişimi

5. TARTIŞMA

Kanat profilinde buzlanmanın aerodinamik etkilerini inceleyen bu çalışmada, özellikle sıvı su içeriği (LWC) parametresinin, buz birikimi şekli ve uçuş performansı üzerindeki etkisi ortaya konulmuştur. NACA 0012 kanat profili üzerinde gerçekleştirilen sayısal analizlerde, FENSAP-ICE yazılımının çok adımlı çözüm yöntemi kullanılarak elde edilen buz birikimi profilleri, literatürdeki deneysel bulgularla karşılaştırılmış ve yüksek düzeyde tutarlılık gözlemlenmiştir. Bu durum, kullanılan sayısal metodolojinin geçerliliğini desteklemekte ve CFD

tabanlı araçların buzlanma fiziğine dair detaylı öngörüler sunabileceğini göstermektedir. Elde edilen en önemli bulgular aşağıda sunulmuştur:

- Buz profillerinin LWC değerindeki artışa bağlı olarak buzun sadece kalınlığında değil, morfolojisinde de önemli değişiklikler meydana geldiğini görülmüştür.
- Özellikle LWC ≥ 1.5 g/m³ değerinden itibaren, dışa doğru uzanan çıkıntılar ve yüzeyde belirgin dalgalı yapılar oluşmuştur. Bu durum, scallop formasyonlarının başlamasına işaret etmekte ve yüksek LWC koşullarında glaze ice tipi buzlanmanın karakteristik yapısıyla uyum göstermektedir.
- LWC artışına bağlı olarak oluşan düzensiz yapılar, akış ayrılmasını tetikleyerek hem kaldırma kuvvetinde düşüşe hem de kontrol yüzeylerinin etkinliğinde azalmaya neden olmaktadır.

CFD tabanlı simülasyonlarla elde edilen bu sonuçlar, hava taşıtı tasarımlarında buzlanma riskini minimize etmeye yönelik daha etkili anti-buzlanma stratejilerinin geliştirilmesine katkı sağlayabilecek niteliktedir. Ayrıca, LWC'nin hassas şekilde modellenmesinin, özellikle farklı uçuş koşulları altında güvenli uçuş zarfının korunması açısından önem taşıdığı bir kez daha doğrulanmıştır.

6. KAYNAKLAR

Achenbach, E., 1977, The effect of surface roughness on the heat transfer from a circular cylinder to the cross flow of air, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 20, 359–369.

Abdulla, N. and Hasoun, H., 2009, Effect of ice formation on airfoils performance, *Journal of Engineering*, 15(1), 3413–3432.

Bragg, M.B., Boreren, A.P. and Blumenthal, L.A., 2005, Iced-airfoil aerodynamics, *Prog. Aerospace Sci.*, 41, 323–362.

Bourgault, Y., Habashi, W.G., Dompierre, J. and Baruzzi, G.S., 1999, A finite element method study of Eulerian droplets impingement models, *Int. J. Numer. Methods Fluids*, 29, 429–449.

Cao, Y., Wu, Z., Su, Y. and Xu, Z., 2015, Aircraft flight characteristics in icing conditions, *Prog. Aerospace Sci.*, 74, 62–80.

Cuerno-Rejado, C., López-Martínez, G., Escudero-Arahuetes, J.L. and López-Díez, J., 2001, Experimental aerodynamic characteristics of NACA 0012 airfoils with simulated glaze and rime ice, *Proc. Inst. Mech. Eng. Part G: J. Aerospace Eng.*, 215(4), 229–240.

Hansman, R.J. Jr. and Turnock, S.R., 1989, Investigation of surface water behavior during glaze ice accretion, *J. Aircraft*, 26, 140–147.

Hansman, R.J. Jr., Yamaguchi, K., Berkowitz, B. and Potapczuk, M., 1991, Modelling of surface roughness effects on glaze ice accretion, *J. Thermophys.*, 5, 54–60.

Hansman, R.J., Breuer, L.S., Hazan, D., Reehorst, A. and Vargas, M., 1993, Close-up analysis of aircraft ice accretion, *NASA TM 105952 and AIAA Paper 93-0029*.

Klehr, J.T., 1984, The simulation of hazardous flight conditions, *Proc. of 22nd AIAA Aerospace Sciences Meeting*, AIAA-84-0278, Reno, Nevada, 571–578.

Kirchner, R.D., 1983, Aircraft icing roughness features and its effect on the icing process, *AIAA Paper 83-0111*.

Kumar, A., Digavalli, K. and Hu, H., 2024, An experimental study on the characteristics of ice crystal icing over a heated airfoil surface, *AIAA Aviation Forum and ASCEND*, 29 July–2 August 2024, Nevada.

Lynch, F.T. and Khodadoust, A., 2001, Effects of ice accretions on aircraft aerodynamics, *Prog. Aerospace Sci.*, 37, 669–767.

Lu, H., Xu, Y., Li, H. and Zhao, W., 2024, Numerical study on glaze ice accretion characteristics over time for a NACA 0012 airfoil, *Coatings*, 14, 55. https://doi.org/10.3390/coatings14010055

Messinger, B.L., 1953, Equilibrium temperature of an unheated icing surface as a function of air speed, *J. Aero Sci.*, 20, 29–42.

Olsen, W. and Walker, E., 1986, Experimental evidence for modifying the current physical model for ice accretion on aircraft surfaces, *NASA TM-87184*.

Shin, J. and Bond, T., 1992, Results of an icing test on a NACA 0012 airfoil in the NASA Lewis Icing Research Tunnel, *NASA Technical Memorandum 105374, AIAA-92-0647*.

Tabatabaei, N., Cervantes, M. and Trivedi, C., 2018, Time-dependent effects of glaze ice on the aerodynamic characteristics of an airfoil, *Int. J. Rotating Machinery*, Article ID 2981739, 14 pages. https://doi.org/10.1155/2018/2981739

Yu, J., Shi, Y., Liu, Y. and Bai, C., 2025, Based on the study of icing characteristics of FENSAP-ICE multi-row perforated wind turbine blades, *Case Studies in Thermal Engineering*, 72, 106299.

Yu, J., Shi, Y., Liu, Y., Bai, C., 2025, Based on the study of icing characteristics of FENSAP-ICE multi-row perforated wind turbine blades, Case Studies in Thermal Engineering, 72, 106299.

THE EFFECT OF FUSELAGE LENGTH ON AERODYNAMIC PERFORMANCE IN UNMANNED AERIAL VEHICLES WITH A TWIN-TAIL PROPELLER SYSTEM

Yusuf KÜÇÜK*, Emirhan AYDIN*, İsmail BAĞCI*, Gökçe Nur GÖKÇE*, Nisanur Maviş HERGÜNER*, Tahir DURHASAN (Supervisor)*
*Adana Alparslan Türkeş Science and Technology University, Faculty Of Aeronautics And Astronautics, Department Of Aerospace Engineering, 01250 Sarıçam, ADANA, yusufkucuuk@gmail.com, aydinemirhan017@gmail.com, is.bagci@outlook.com, 0306gokce@gmail.com, mavisherguner58@gmail.com, tdurhasan@atu.edu.tr

EŞEKSENLİ PERVANE SİSTEMİNE SAHİP İNSANSIZ HAVA ARAÇLARINDA GÖVDE UZUNLUĞUNUN AERODİNAMİK PERFORMANSA ETKİSİ

Özet: Eşeksenli pervane sistemine sahip insansız hava araçlarında (İHA) gövde uzunluğunun aerodinamik performansa etkisi bu çalışmada incelenmiştir. Sabit pervane çapı ve gövde genişliği ile farklı gövde uzunluklarına sahip dört konfigürasyon ANSYS Fluent yazılımı kullanılarak analiz edilmiştir. Türbülans, basınç ve hız konturları üzerinden yapılan değerlendirmeler; gövdesiz yapının daha simetrik ve verimli bir akış profili sunduğunu, uzun gövdelerin ise türbülanslı bölgeleri artırarak kontrol zorluklarına yol açtığını göstermiştir. Çalışma, eşeksenli İHA'lar için optimal gövde uzunluğunun belirlenmesine yönelik mühendislik tasarımlarına katkı sunmayı amaçlamaktadır.

Anahtar Kelimeler: Eşeksenli Pervaneli İHA, Gövde Uzunluğu Optimizasyonu, Aerodinamik Analiz, Akış Simetrisi ve Kararlılığı

Abstract: The effect of fuselage length on aerodynamic performance in unmanned aerial vehicles (UAVs) with coaxial propeller systems was investigated in this study. Four configurations with different fuselage lengths, but with fixed propeller diameter and fuselage width, were analyzed using ANSYS Fluent software. Evaluations based on turbulence, pressure, and velocity contours revealed that the fuselage-less structure offers a more symmetrical and efficient flow profile, while longer fuselages increase turbulent regions, leading to control difficulties. The study aims to contribute to engineering designs for determining the optimal fuselage length for coaxial UAVs.

Keywords: Coaxial Propeller UAV, Body Length Optimization, Aerodynamic Analysis, Flow Symmetry and Stability

INTRODUCTION

Coaxial rotor unmanned aerial vehicles (UAVs) offer many engineering advantages, primarily due to their compact design and natural aerodynamic symmetry. In coaxial configurations, two rotors are positioned on the same axis but rotate in opposite directions, effectively canceling each other's reaction torques. This eliminates the need for a tail rotor, simplifying the propulsion system, reducing mechanical complexity, and increasing structural efficiency. The resulting balance not only improves hovering stability and control but also enhances wind resistance and maneuverability in restricted or variable environments. Additionally, by directing engine power to vertical thrust—without energy loss to the anti-torque mechanism—coaxial designs provide higher hover performance for a given load. They typically have smaller rotor diameters compared to traditional single-rotor systems, offering advantages in terms of transport and usability. These features make coaxial UAVs highly appealing for various applications, from surveillance and cargo delivery to inspection and tactical military missions, especially in situations where compactness, agility, and vertical lift efficiency are critical. The operating principle of coaxial rotor UAVs is explained in Figure 1. Additionally, Table 1 compares coaxial rotor UAVs with fixed-wing and multi-rotor UAVs. (Wang et al, 2022)

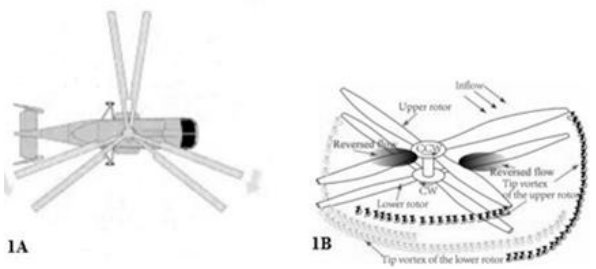


Figure 1. Demonstration of Coaxial Rotor Working Principle. [(1A) in a Helicopter, (1B) in a UAV] Source: 1A – Wikipedia.com / 1B - Tan J et al.

However, coaxial rotor systems introduce some aerodynamic challenges not found in single-rotor vehicles. Especially during hovering or low-speed flight, the upper and lower rotors interact with each other's wake: As the airflow from the upper rotor passes through the lower rotor plane, turbulence and flow disturbances occur. These interactions lead to load imbalances, induced speed differences, and the formation of complex vortex structures. The proximity of the rotors can result in aerodynamic efficiency losses. This causes the lift force provided by the second rotor to be theoretically lower than expected. In this case, it is known that the geometry of the fuselage or load also plays a role in altering the flow characteristics.

Table 1. Typical UAV Comparison of Coaxial, Fixed Wing and Multi-Rotor

Performance	Coaxial	Fixed Wing	Multi-Rotor
Fly Speed	◊	○	◊
Payload	◊	○	□
Endurance	◊	○	□
Take-off Environment	○	□	○
Space Environment	○	□	◊
Carrying	○	□	◊

*○: High, ◊: Middle, □: Low

In this study, various analyses were performed using Computational Fluid Dynamics (CFD) to determine the optimal body length of an aircraft with a coaxial propeller system. Within this scope, three different drone body geometries and a coaxial propeller system without a body were examined using the ANSYS Fluent program for comparison purposes. While the lengths of the body geometries varied, the propeller diameter and body width were kept constant during the analyses. Each body length was defined systemically. The system without a body was defined as number 1, followed by system 2 with a cylindrical body length of 13.5 cm, system 3 with a length of 22.9 cm, and system 4 with the longest body at 35.2 cm. The propeller diameter is 25.4 cm and the width of the bodies is 12.7 cm. Differences in airflow were observed as a result of the mixing and changing of airflow due to body effects and coaxial propellers. These differences were visualized using contours. The contour variables were determined as Static Pressure, Total Pressure, X-Velocity, Y-Velocity, Turbulence Intensity, and Turbulence Reynolds Number (Rey). The flow structures in these parameters were examined in detail, and the effect of body length on stability in coaxial drones was investigated by interpreting the flow structures separately, and design optimization was addressed.

The use of coaxial rotor drones in military operations is becoming increasingly widespread due to their advantages. In particular, countries such as the United States, Israel, and China, which are recognized as successful in the military field, are developing various coaxial drone platforms. Figure 2 shows examples of coaxial drones from different countries as well as open-source T-Drone models.

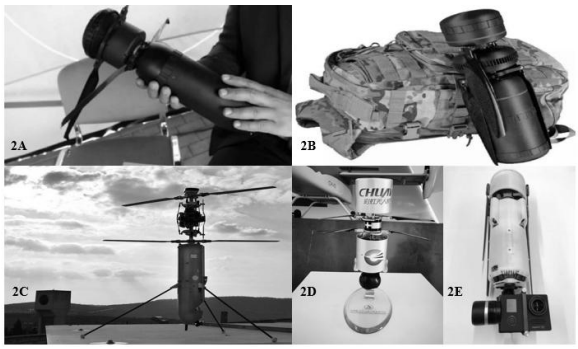


Figure 1. Examples of Coaxial Drones. [(2A) Pholos from Czech Republic, (2B) Spirit from USA, (2C) Firefly from Israel, (2D) CH-817 from China, (2E) open source TDrone]

Source: 2A - youuvs.com / 2B & 2D - mp.weixin.qq.com / 2C - 4isrnet.com / 2E - shequ.dimianzhan.com

With the increase in the area of use, studies on coaxial drones are becoming increasingly important. However, manipulating and aerodynamically examining the airflow from the propellers and addressing airflow in different ways, such as improving performance, are important for making improvements to drones. In the literature, improvements in aerodynamic performance have been achieved with the support of findings obtained using various methods, but there is no study aimed at improving aerodynamic performance by directly changing the body geometry to manipulate the flow or by changing the propeller diameter/body width ratio. In Catalano's (2004) study, the effect of propeller flow (slipstream) on boundary layer characteristics on the wing was experimentally investigated. Boundary layer characteristics were analyzed, and two different propeller/wing configurations, thrust and drag, were examined. Push configurations improve aerodynamic performance by maintaining laminar flow at certain locations, while pull configurations create different aerodynamic effects by promoting boundary layer transition. In another study, Chen et al. (2022) numerically investigated the effect of slipstream on the aerodynamic properties of wings in micro air vehicles (MAVs) operating at low Reynolds numbers. Specifically, the effects of propeller flow on wing boundary layer behavior, lift and drag forces, and moments are analyzed. When the fuselage is thinner, the slipstream encounters less resistance. This allows the accelerating flow to transition more smoothly around the fuselage. This reduction in flow compression mitigates the negative effects of pressure gradients. In a book on wind energy, Manwell et al. (2022) state that stability under variable flight conditions is positively affected by a decrease in the interaction between the aircraft and the propeller and, consequently, a decrease in turbulence. In another study, Ruchala (2017) investigated the aerodynamic effects of airflow on the aircraft fuselage in propeller configurations. Rostami (2024) emphasizes the importance of propeller effects and flexibility in the aerodynamic analysis of small propeller aircraft and unmanned aerial vehicles. In another study, Xue et al. (2020) improved the lift-to-drag ratio and drag flow of the wing by optimizing the Distributed electric propulsion (DEP) configuration, taking into account the characteristics of multiple propellers. Xue et al. (2020) improved the lift-to-drag ratio of the wing by optimizing the cutting flow of the propeller instead of changing the chord length and bending distribution along the wing span, taking into account the multi-propeller characteristics of the DEP configuration. In a conference paper, Vos et al. (2018) conducted a performance evaluation by comparing the traditional wing-mounted propeller configuration with tail-mounted and body-mounted propeller configurations. In another study, Khah et al. (2024) demonstrate that the integration of systematic design procedures such as the V-method will facilitate rapid prototyping and optimization in future multi-rotor developments. Zhao et al. (2022) investigated the effects of propeller slipstream on the stability and flight characteristics of twin-engine turboprop aircraft. CFD simulations and wind tunnel tests were conducted. Test results indicate that the slipstream effect significantly reduces the contribution of the wing-fuselage-nacelle (WBN) combination to lateral static stability. In a study by Mariotti and Buresti (2013), the effects of boundary layer thickness developing on the surface of an axially symmetric, blunt-based object on the pressure and flow characteristics on the object's rear surface were investigated. Weingaertner et al. (2020) used active flow control to create vortices by placing plasma actuators on the trailing edge of the leading air profile and analyzed the interaction of these vortices with the trailing air profile. The findings indicate that these interactions can have significant effects on aerodynamic performance. Felli (2020) explains how the vortices formed behind the propeller interact with the pressure and suction surfaces of the wing. He discusses how this interaction changes the flow structure of the wing. It has been found that the interactions between the propeller and the wing are critical for optimizing aerodynamic performance. Many studies have been conducted in the literature to improve flow characteristics. In addition, various CFD articles that will contribute to analysis studies to optimize the aircraft fuselage geometry have been reviewed and the results evaluated. The interaction between the downward flow from the upper propeller and the fuselage has been analyzed. Kränzler et al. (2018) evaluated the effect of the distance between coaxial rotors on aerodynamic performance. In this context, two rotors with the same geometric characteristics were operated at equal rotational speeds, and the distance between the rotors was systematically varied. The results show that the distance between the rotors in coaxial rotor systems has a significant effect on system efficiency, especially under axial flow conditions. Optimizing the distance between the rotors can improve both rotor performance and overall system efficiency. Optimizing the rotor spacing and improving aerodynamic performance are of great importance in terms of rotor placement and configuration, especially in unmanned aerial vehicle and VTOL (vertical takeoff and landing aircraft) designs. Lei et al. (2013) experimentally evaluated the effects of the distance between rotors and

wind speed on aerodynamic performance in coaxial rotor systems. In this context, the distance between rotors was increased from 64 mm to 150 mm ($0.32R \leq h \leq 0.75R$) using two rotors with a diameter of 200 mm. Maintaining the distance between rotors between 60 mm and 80 mm yielded the best results in terms of performance. Xu et al. (2014) optimized the total thrust performance of propeller systems for vertical takeoff and landing aircraft. For this purpose, computational fluid dynamics (CFD) analyses were performed using ANSYS CFX software. The Shear Stress Transport (SST) turbulence model was used in the analyses.The possibility of improving aerodynamic performance by optimizing propeller parameters has been addressed. Giljarhus et al. (2021) systematically varied the pitch angle of the coaxial rotor relative to the upper rotor and evaluated the effects of these changes on system efficiency. The analyses were supported by both blade element momentum theory (BEMT) and computational fluid dynamics (CFD) simulations. Increasing the pitch angle of the lower rotor increased the overall efficiency of the system (thrust-to-power ratio) by 2% to 5%. Arystanbekov et al. (2025) investigated the effects of axial (vertical) and angular (circumferential) positioning of propellers in coaxial rotor systems on the aerodynamic and acoustic (noise) performance of the system. Based on the propeller model (APC 27×13), aerodynamic data were obtained using RANS-based CFD, and aeroacoustic analysis was then performed using the Ffowcs Williams-Hawkings (FW-H) model. Thrust and noise spectra were evaluated for each configuration. De Giorgi et al. (2017) investigated the aerodynamic performance of counter-rotating propellers for remotely piloted aircraft using CFD methods. The study analyzed thrust production, power consumption, and overall efficiency under different rotation speeds and feed rates. The complex flow interactions between the two propellers were modeled using CFD. The results show that CRP systems can significantly increase thrust efficiency by recovering energy from the vortex flow generated by the front propeller. Che Umar et al. (2021) investigated the performance of coaxial rotors using numerical and experimental methods, depending on the distance between the propellers and the rotation speed parameters. CFD simulations were conducted for different rotor distances (0.5D, 1D, 1.5D) and rotational speeds (4000–8000 RPM) and validated with experimental tests. The results showed that the distance between the rotors has a significant effect on thrust efficiency and power consumption. The highest efficiency was achieved at a distance equal to the blade diameter (D), minimizing vortex interactions. Similarly, Lei et al. (2018) aimed to optimize the aerodynamic efficiency of coaxial rotor systems by analyzing the effect of the distance between rotors using numerical and experimental methods, concluding that efficiency is at its highest at a 1D distance. Yoon et al. (2016) used CFD methods to analyze flow interactions between rotors, such as vortex structures, turbulence, and pressure distribution, in detail. At the optimum 1D distance, efficiency was found to be at its highest level. Yoon et al. (2016) used CFD methods to analyze flow interactions between rotors, such as vortex structures, turbulence, and pressure distribution, in detail. At the optimum 1D distance, thrust performance increased by 15-20%, while at the 0.5D distance, performance decreased due to increased turbulence intensity and pressure fluctuations. In these studies, the optimal value of the distance between propellers is generally considered. While the literature has examined the flow interaction between the engine, wings, and fuselage for aircraft, no research has been found on the flow characteristics of coaxial propeller systems with different fuselage geometries achieved by varying the lengths.

MATERIALS AND METHODS

This study investigates the aerodynamic effects in a coaxial twin rotor configuration, focusing on the interaction between the flow from the upper rotor and the drone body, and the resulting changes in the flow conditions encountered by the lower rotor. The main objective of the study is to examine the aerodynamics of the bodyless geometry as a reference point with three different body geometries with varying body lengths and to investigate the aerodynamic effects of body length. Therefore, the aim is to determine what differences body length makes in order to identify the optimal body. In this context, the body lengths were modified in coaxial propeller aircraft with the same propeller diameter and fixed cylindrical body diameter, and each modification was considered as a separate system. The different body lengths and the coaxial propeller system without a body were analyzed using the ANSYS Fluent program for comparison purposes.

System Description:

While the cylindrical body lengths varied, the propeller diameter and body widths were kept constant. The propeller diameter was set to 25.4 cm, and the width of the cylindrical bodies was set to 12.7 cm.

System 1: System 1 is defined as the system that analyzes only coaxial propellers without a body.

System 2: This is the system with the shortest body length. The length of the cylindrical body is set to 13.5 cm.

System 3: This system includes a body of medium length, with a length of 22.9 cm.

System 4: This system includes the geometry with the longest body length. The body length is 35.2 cm.

The effect of body length on thrust and torque values and the resulting different flow structures were examined while keeping other design parameters constant. Changes in airflow due to body effects in coaxial propellers were observed on four different systems. Contours were used to visualize all these changes. Various contour variables were considered for the interpretation of the systems based on the visualizations. The contour variables were

defined as static pressure, total pressure, X-velocity, Y-velocity, turbulence intensity, and turbulence Reynolds number (Re_y). The flow structures in these parameters were examined in detail and interpreted separately. As a result of all these studies, analyses, and interpretations, the effect of body length on stability and design optimization in coaxial drones has been addressed.

Computational Fluid Dynamics (CFD) methods were used to simulate the flow around the propeller. The features of Computational Fluid Dynamics programs play an important role in performing complex rotor aerodynamic simulations. To obtain efficient analysis results, it is important to create a smooth and accurate geometry, define an appropriate computational domain with an effective mesh structure, validate this mesh structure, and decide on the optimal computational method. This process was carried out using ANSYS Workbench 2023 R1.

Geometric Modeling of Propellers and Fuselages

In this study, SolidWorks 2024 computer-aided design (CAD) solid modeling software was used to create the propeller geometry. The selected blade model is the APC Slow Flayer 10 x 7 with a diameter of 0.254 m (10 in) and pitch of 0.1778 m (7 in). The hub diameter and hub thickness of the wings are 0.50 inches and 0.30 inches. The propeller root and tip profiles are Eppler 63 and Clark-Y as in Pham et al. (2023). Two of these blade models were used for the coaxial system, as puller (upper) and pusher (lower) propellers. (Figure 3.)

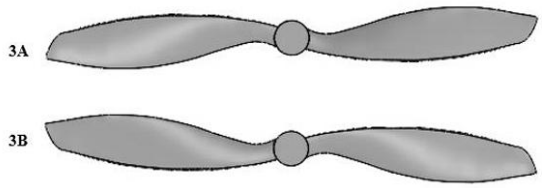


Figure 3. Propellers to Be Used in Coaxial System. [(3A) Puller Propeller, (3B) Pusher Propeller]

Mesh Generation

A tetrahedral mesh is used for all fixed and rotating areas. The use of tetrahedral elements has been favored for their ability to accurately decompose complex geometries with minimal user input and to better follow surface curves. This meshing method reduces the preprocessing time and computational cost while resolving flow features near curved surfaces.

The mesh density gradually decreases as the distance from the wings to the fixed area increases. This approach allows the mesh to be concentrated in the wing regions. These regions are more critical for capturing aerodynamic performance parameters such as thrust and torque compared to the fuselage geometry.

The increased resolution near the wings improves both the accuracy of the results and the convergence behavior of the solver. The computational domain is divided into two parts: the fixed domain and the rotating domain.

The stationary region has a box-like design that simulates the wind tunnel test sections. To prevent the flow in the rotating region from affecting the analysis result, the distance used for the fixed region is 4D for upstream and 4D for downstream. The area is shown in Figure 4.

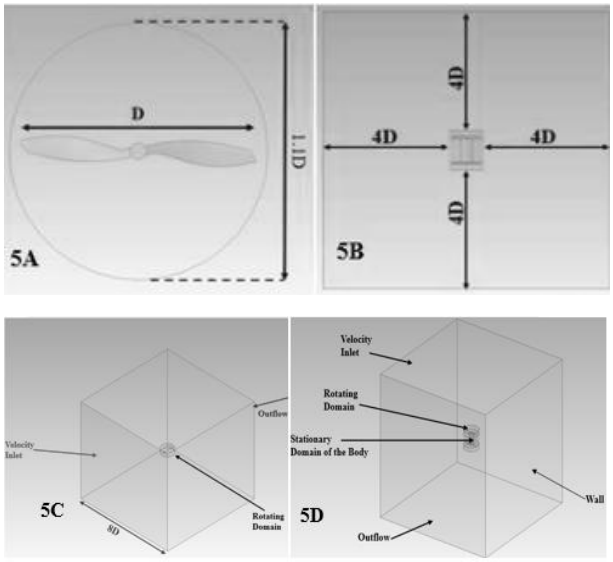


Figure 4. Flow Domain and Boundary Conditions. [**(3A – 3B)** Rotating Region Flow Domain. **(3C-3D)** Stationary and Rotating Region Flow Domain.]

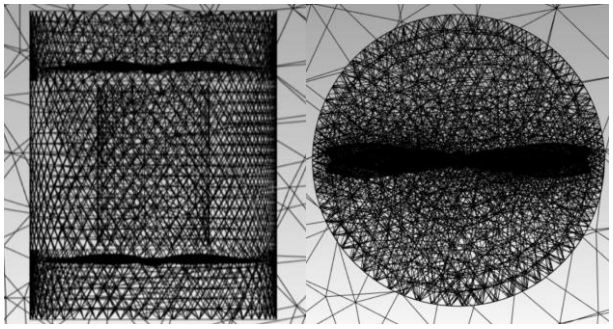


Figure 5. The Mesh Model of System 3

The rotating region is set to be a region of 0.4D thickness and 1.1D diameter. The propeller blade is placed in the cylindrical rotating area as shown in Figure 5. The rotation of this area was obtained with a Multiple Frame of Reference. The analysis was performed with a free flow velocity and a constant rotational speed of 3000 RPM. In the inlet flow field, the inlet velocity was set to 2.307 m/s. The turbulence intensity was set to 0.1%. In addition, the rotation of the rotating area was obtained by "Mesh Motion" by including the rotational speed of the impeller.

Mesh motion is often preferred over the Multiple Reference Frame (MRF) method when a more accurate representation of unsteady flow is required. Unlike MRF, which assumes a steady-state solution and only approximates rotational effects, mesh motion physically rotates the mesh to capture transient phenomena such as

blade transition effects, pressure fluctuations and wake interactions. This leads to a more realistic simulation of rotor-stator interactions and time-dependent aerodynamic forces. While mesh motion is computationally more demanding, it provides higher accuracy in dynamic simulations where time-accurate results are required.

All important solver settings and boundary conditions used performing the analyses are summarized in Table 2.

Table 2. CFD Simulation Parameters

Parameter	Description	Parameter	Description
Inlet Distance (Stationary Region)	4D	**Outlet Distance (Stationary Region)**	4D
Enclosure (Rotating Region)	0.4D	**Diameter (Rotating Region)**	1.1D
Turbulence Model	Standard k- ω	**Fluid**	Air
Blade Motion Type	Mesh Motion (Rotational)	**Relative Spesification**	Absolute
Interpolation Scheme (Spesific Dissipation Rate)	First Order Upwind	**Inlet Boundary Type**	Velocity Inlet
Velocity Inlet	2.307 m/s	**Outlet Boundary Type**	Outflow
Residual Error	1 x 10^{-6}	**Pressure-Velocity Coupling Gradient**	SIMPLE Scheme
Interpolation Scheme (Momentum)	Least Square Cell Based	**Interpolation Scheme (Turbulent Kinetic Energy)**	Second Order Upwind

The ANSYS settings were based on the methodology outlined by Seeni et al. (2019), while the numerical verification and validation procedures followed the approach outlined by Pham et al. (2023). A network independence study was performed using five different network resolutions (371,651; 523,946; 1,868,948; 3,184,644 and 4,199,833 elements) to ensure solution accuracy. In order to maintain consistency with previous single propeller studies referenced in the literature, all analyses in this chapter were performed in an isolated propeller configuration. Simulations were performed in ANSYS 2023 R1, including gravitational acceleration (9.81 m/s2) and a pressure-based transient solver for the time-dependent flow solution. The standard k-ω turbulence model was chosen and the rotating field was assigned an angular velocity of 3000 rpm through mesh motion. The solid zone was defined with a specific working density of 1.225 kg/m3.

FINDINGS AND DISCUSSIONS

X-Velocity

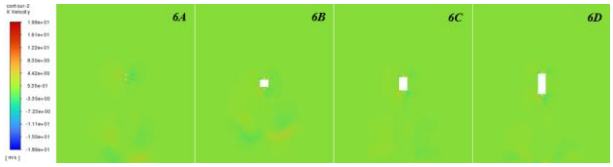


Figure 6. X-Velocity Contours of All Test Systems [(6A) System 1, (6B) System 2, (6C) System 3, (6D) System 4]

Since there is no body in System 1, this configuration has the most symmetrical and free flow structure. The flow from the propellers is directed straight downwards and does not interact with any surface, so the purest thrust direction is observed in this body. Deviations in the X direction are kept to a minimum.

In System 2, the wake region is limited due to the short body, and recirculation is weaker.

In System 3, the flow disperses around the body, but the wake region remains narrower than in System 4. Symmetrical but slightly distorted flow patterns are present.

In System 4, a more pronounced wake region is observed in the flow path. The boundary layer development originating from the body surface is greater. The airflow exiting the propeller interacts more with the body, causing it to change direction, which leads to irregular velocity components in the X direction.

Y-Velocity

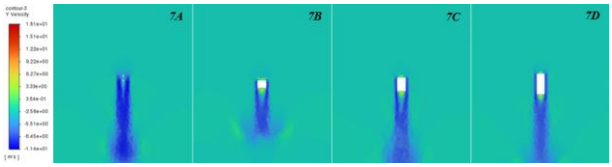


Figure 7. Y-Velocity Contours of All Test Systems [(7A) System 1, (7B) System 2, (7C) System 3, (7D) System 4]

Since there is no body in System 1, the velocity components in the Y direction are extremely symmetrical and orderly. The propeller effect is directed directly downward, and the lateral flow is minimal.

In System 2, the flow lines are symmetrical and balanced around the center. Although slight lateral velocity components are observed around the body, there is no significant deviation. The flow created by the propellers is more focused, and lateral (side) dispersion is limited. This structure appears more balanced in terms of directing the flow due to its relatively short length.

In System 3, the body both directs the flow and attempts to collect it at the center while also causing lateral dispersion at a certain distance. Slight rotation (vortex) effects can be observed at the tip of the body.

In System 4, significant lateral deviations and an expanding flow region are observed in the directional velocity contour. The presence of the long body has caused the airflow to disperse with horizontal components, especially in the lower section. The deviations formed along the Y-axis indicate turbulent regions that could complicate drone control. Due to the boundary layer effect, the flow lines progress parallel to the body and then spread outward at a wide angle.

Static Pressure

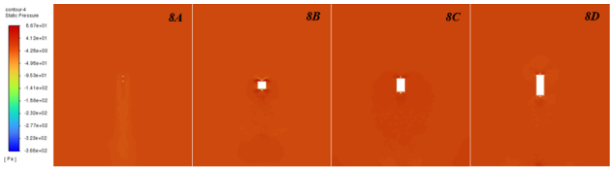


Figure 8. Static Pressure Contours of All Test Systems [(8A) System 1, (8B) System 2, (8C) System 3, (8D) System 4]

In System 1, the area under the propellers can be defined as a completely low-pressure area, because the flow is transmitted without encountering any physical barriers due to the absence of body effects. There is a noticeable pressure drop from top to bottom, which indicates that the thrust direction is efficient.

In System 2, a low-pressure region is clearly visible in the upper part of the body due to the propeller effect. In the lower part, there is a gradual increase in pressure distribution in the area where the body ends. The short length of the body allows the airflow to move freely downward, causing pressure differences to emerge clearly and quickly.

In System 3, the medium length of the body provides neither too sharp nor too soft a transition in pressure transmission downward. It generally offers a balanced static pressure profile.

In System 4, although a low-pressure zone is again observed in the upper part of the body, the pressure gradient along the body changes more slowly. The long body dampens the flow, creating a structure where pressure is distributed more evenly but more slowly. A slight buildup of high pressure in the lower region may occur, which has the potential to create back pressure.

Total Pressure

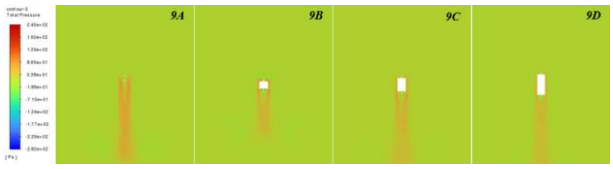


Figure 9. Total Pressure Contours of All Test Systems [(9A) System 1, (9B) System 2, (9C) System 3, (9D) System 4]

In System 1, the pressure value at the propeller outlet is transferred directly downward; losses are minimal due to the absence of body resistance. A symmetrical and narrowly focused thrust flow is created, which supports the linearity of the thrust vector.

In System 2, the pressure distribution extends downward along a symmetrical and narrow axis. Thanks to the short body, the total pressure is quickly transferred to the lower region, ensuring transmission with minimal loss. Since the area impacted by the flow is limited, momentum loss appears to be low.

In System 3, the high-pressure region in the upper part is distinct, but the flow spreads slightly as it passes toward the lower part of the body, reducing the concentricity of the total pressure values. It may offer a balanced structure in terms of performance.

In System 4, high total pressure is generated in the upper region; however, this pressure gradually dissipates along the body. Energy loss around the body is higher, causing total pressure values to be more dispersed in the lower region. A wide low-pressure area has formed at the lower end, which may have been caused by the flow changing direction and the effects of internal friction.

Turbulent Intensity

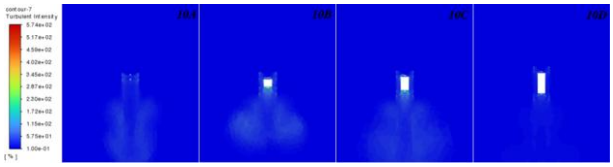


Figure 10. Turbulent Intensity Contours of All Test Systems [(10A) System 1, (10B) System 2, (10C) System 3, (10D) System 4]

In System 1, turbulence intensity was caused solely by the propeller effect, and since there were no body interactions, the lowest dispersion was observed in this configuration. Turbulence was limited to a symmetrical and narrow axis. This contributed to more stable thrust orientation and ease of control.

In System 2, slightly turbulent structures were observed in the wake region, but these regions dissipated over a short distance. The compact structure applies limited resistance to the flow, and the turbulence distribution is controllable.

In System 3, limited turbulence accumulation was observed along the body, and the wake region remained relatively narrow. It offers a reasonable structure in terms of both efficiency and stability.

In System 4, high turbulence values were observed due to the boundary layer extending along the body. Turbulence intensity spread over a wider area toward the lower regions, indicating that the wake structure was more dispersed and unstable. The length of the structure caused the flow to mix more, resulting in turbulence structures that could create control difficulties.

Turbulent Reynolds Number

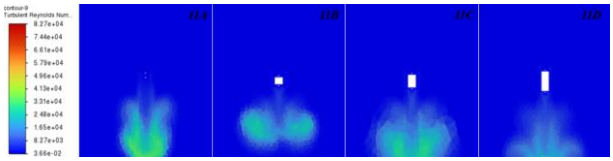


Figure 11. Turbulent Reynolds Number (Re_y) Contours of All Test Systems [(11A) System 1, (11B) System 2, (11C) System 3, (11D) System 4]

In System 1, since the flow is directed only by the propellers, there is no body-induced turbulence or increase in Re_y. A symmetrical and uniform Re_y profile has formed at the center, indicating that the system can operate in a more controlled manner.

In System 2, there is a noticeable concentration in the Re_y contours at the propeller outlet. The flow is released more quickly due to the short body, and the Re_y values decrease over a short distance. Limited boundary layer development has been observed around the body, creating a narrower turbulent region.

In System 3, the propeller outlet and wake region are distinct but not very widespread. It offers a balanced structure in terms of both flow stability and limited turbulence.

In System 4, the highest Re_y values are observed in this structure; in particular, the interaction of the flow along the body has increased the turbulence effect. The wake region has elongated, and the Re_y contours have spread over a wider area. This structure may present control difficulties due to its high flow mixing and energy diffusion.

RESULTS

According to X-speed contours, the flow emerging from the propeller interacts with the fuselage in long fuselages, causing turbulence and lateral speed components. System 1 provides a simple and clear flow profile that can be used as a reference for an ideal thrust analysis. In particular, in long bodies such as System 4, the backflow regions in the X direction increase, which can cause control difficulties and efficiency losses. As the body length increases, deviations, expansions, and potential turbulent areas emerge along the Y-axis.

The presence and length of the body directly affect the static pressure distribution. As the body lengthens, pressure transitions occur more slowly and smoothly, which can cause unwanted flow resistance in some cases. Although the thrust force remains constant, these changes in pressure distribution can affect the drone's stability and efficiency.

The total pressure distribution clearly shows the energy losses directly related to the body length. As the body length increases, the total pressure lines become more dispersed and attenuated, which may lead to a weakening of the thrust direction. As the body length increases, the turbulence intensity also increases, and the wake region becomes more dispersed.

As the body length increases, the Re_y values rise, and the turbulent flow region expands. The longest body stands out as the structure with the highest energy dispersion and potential control complexity due to its high Re_y and widespread wake region.

THANKS

We would like to thank Turkish Aerospace Industries Inc. (TAI) for supporting our project titled Coaxial Drone Design and Aerodynamic Analysis under the Lift-Up Industry-Oriented Graduation Projects program. We would like to express our gratitude to The Scientific and Technological Research Council of Türkiye (TUBITAK) for supporting our project titled "Coaxial Drone Design and Aerodynamic Analysis" under the 2209-B University Students Industry-Oriented Research Projects Support Program.

RESOURCES

Arystanbekov, C., Zhakatayev, A., & Elhadidi, B. (2025). Passive rotor noise reduction through axial and angular blade spacing modulation. Aerospace, 12(167), 1–16.

Catalano, G. D. (2004, January). On the effects of an installed propeller slipstream on wing aerodynamic characteristics (AIAA Paper No. 2004-927). 42nd AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit. American Institute of Aeronautics and Astronautics

Che Umar, C. M. I., & Zulkafli, M. F. (2021). Distance and rotational speed analysis of coaxial rotors for UTHM C-Drone. Progress in Aerospace and Aviation Technology, 1(1), 46-55. 43

Chen, Z., & Yang, F. (2022). Propeller slipstream effect on aerodynamic characteristics of micro air vehicle at low Reynolds number. Applied Sciences, 12(8), 4092.

De Giorgi, M. G., Donateo, T., Ficarella, A., Fontanarosa, D., Morabito, A. E., & Scalinci, L. (2017). Numerical investigation of the performance of contra-rotating propellers for a remotely piloted aerial vehicle. Energy Procedia, 126, 1011-1018.

Felli, M. (2020). Underlying mechanisms of propeller wake interaction with a wing. Journal of Fluid Mechanics, 908, A10.

Giljarhus, K. E. T., Porcarelli, A., & Apeland, J. (2022). Investigation of Rotor Efficiency with Varying Rotor Pitch Angle for a Coaxial Drone. Drones, 6(4), 91–109.

Khah, M., Esmailifar, S. M., & Saadat, S. (2024). Design and development of a novel multirotor configuration with counter-rotating coaxial propellers. Scientific Reports, 14(1), Article 11580.

Kraenzler, M., Duelhaus, S., & Stumpf, E. (2018). Studies on the influence of rotor distance on the efficiency of a coaxial rotor system. In Proceedings of the 44th European Rotorcraft Forum (pp. 147-155). Delft, The Netherlands.

Lei, Y., Bai, Y., Xu, Z., Gao, Q., & Zhao, C. (2013). An experimental investigation on aerodynamic performance of a coaxial rotor system with different rotor spacing and wind speed. Experimental Thermal and Fluid Science, 44, 779–785.

Lei, Y., Ji, Y., & Wang, C. (2018). Optimization of aerodynamic performance for co-axial rotors with different rotor spacings. International Journal of Micro Air Vehicles, 10(4), 364 368.

Manwell, J. F., McGowan, J. G., & Rogers, A. L. (2022). Wind Energy Explained: Theory, Design and Application.

Mariotti, A., & Buresti, G. (2013). Experimental investigation on the influence of boundary layer thickness on the base pressure and near-wake flow features of an axisymmetric blunt based body. Experiments in Fluids, 54(12), 1612.

Pham, V. K., & Nguyen, A. T. (2023). Study the aerodynamic characteristics of quadrotor's propeller. TNU Journal of Science and Technology, 228(10), 150–157.

Rostami, M. (2024). Propeller effects and elasticity in aerodynamic analysis of small propellerdriven aircraft and UAVs. Aerospace, 11(8), 664.

Ruchała, P. (2017). Aerodynamic interference between pusher propeller slipstream and an airframe – Literature review. Journal of KONES Powertrain and Transport, 24(3), 237–243.

Seeni, A. (2019). Aerodynamic performance characterization and static structural analysis of slotted propeller: Part A effect of position. Mathematical Modelling of Engineering Problems, 6(4), 611–624

Vos, R., & Hoogreef, M. F. M. (2018). System-level assessment of tail-mounted propellers for regional aircraft. In Proceedings of the 31st Congress of the International Council of the Aeronautical Sciences (ICAS) (Paper 0065). International Council of the Aeronautical Sciences.

Wang, Z., Liu, B., Cui, X., Li, Y., Yang, Y., & Lyu, Z. (2022). The application of micro coaxial rotorcraft in warfare: An overview, key technologies, and warfare scenarios. IEEE Access, 10, 40358–40366.

Weingaertner, A., Tewes, P., & Little, J. C. (2020). Parallel vortex body interaction enabled by active flow control. Experiments in Fluids, 61(6), 137.

Xu, C., Bil, C., & Cheung, S. C. P. (2014). Fluid dynamics analysis of a counter rotating ducted propeller. In Proceedings of the 29th Congress of the International Council of the Aeronautical Sciences. St. Petersburg, Russia.

Xue, C., & Zhou, Z. (2020). Propeller-wing coupled aerodynamic design based on desired propeller slipstream. Aerospace Science and Technology, 97, Article 105556.

Yoon, S., Lee, H. C., & Pulliam, T. H. (2016, January 20-22). Computational study of flow interactions in coaxial rotors. AHS Technical Meeting on Aeromechanics

BİR KANAL AKIŞINDA KARDEŞ DELİKLİ PULSATİF JET UYGULAMASININ SOĞUTMA PERFORMANSININ İNCELENMESİ

Ünal AKDAĞ[*], Meray SİZĞEN[*], Selma AKÇAY[**]
[*]Aksaray Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 68100 AKSARAY
uakdag@aksaray.edu.tr
[**]Çankırı Karatekin Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 18100 ÇANKIRI
selmaakcay@karatekin.edu.tr

Özet: Bu çalışma, bir kanal içerisindeki akışta kardeş delikli pulsatif jetlerle soğutma yönteminin akış ve ısı transferi karakteristiklerini incelemeyi amaçlamaktadır. Kardeş deliklerle soğutma yapıları, delik çapları ve geometrik parametreler sabit tutulurken, farklı üfleme oranları, ana akış Reynolds sayısı, pulsatif jet genlik ve frekansı değiştirilerek uygulanmıştır. Delikler aktif değilken sadece kanal akışı, aynı zamanda sürekli üfleyen jetle film soğutma yapısı, karşılaştırma için kullanılan bir model olarak belirlenmiştir. Sayısal sonuçlar, literatürdeki deneysel verilerle doğrulanmış ve teğetsel hız vektörleri ile akış yapıları incelenmiştir. Ayrıca, anlık hız ve sıcaklık konturları elde edilerek akış yapısı analiz edilmiştir. Sonuçlar, birincil deliğin akış içerisinde büyük girdaplar oluşturduğu, kardeş deliklerin akışın yüzeye yapışması ve ısıtıcı üzerinde homojen bir dağılımın oluşmasına yardımcı olduğu ve bu durumun film soğutma performansını artırdığını göstermektedir. Üfleme oranı ve pulsatif jet parametreleri kardeş deliklerle yapılan soğutma vakalarının akış ve ısı transferi özelliklerini büyük ölçüde etkilediğini göstermiştir. Kanal boyunca jet etkisiyle oluşan girdap dağılımlarının akış karışımlarını artırdığı gözlenmiştir. Akış karışımlarının ısı transferini belirgin şekilde artırdığı ve kardeş delikli jet uygulamasının bu iyileşmede etkili bir çözüm sunduğu sonucuna varılmıştır.
Anahtar Kelimeler: Film soğutma, Kardeş delik, Pulsatif jet, Isı transferi iyileştirme

INVESTIGATION OF COOLING PERFORMANCE OF PULSATING JET APPLICATION WITH SISTER HOLES IN A CHANNEL FLOW

Abstract: This study aims to investigate the flow and heat transfer characteristics of pulsating jet cooling with sister holes in the flow through a duct. The sister hole cooling structures were implemented by varying different blowing rates, main flow Reynolds number, pulsating jet amplitude and frequency while the hole diameters and geometrical parameters keep constant. A single hole jet film cooling structure with only duct flow when the holes are not active, as well as a single hole jet, was determined as a model used for comparison. The numerical results are verified using experimental data from literature, and the tangential velocity vectors and flow structures are examined. Additionally, instantaneous velocity and temperature contours are obtained, and the flow structure is analyzed. The results demonstrate that the primary hole generates large vortices in the flow. The sister holes facilitate flow adhesion to the surface, forming a homogeneous distribution on the heater and enhancing film cooling performance. The blowing ratio and pulsating jet parameters revealed that the presence of sister holes significantly impacted the flow and heat transfer characteristics of the cooling cases. It was observed that the vortex distributions generated by the jet effect along the channel increased the flow mixtures. It is concluded that the flow mixtures significantly improve the heat transfer and that jetting with sister holes offers an effective solution for this improvement.
Keywords: Film cooling, Sister hole, Pulsating jet, Heat transfer enhancement

GİRİŞ

Film soğutma uygulamalarında, akışa jetler ilave etme yöntemiyle yüzey soğutma, bir yüzeydeki ısı transfer oranını arttırmanın en etkili yollarından biridir. Gaz türbini kanatlarının soğutulması, elektronik bileşenlerin soğutulması, tekstil ve kâğıt sanayiinde kurutma, cam levha temperlemesi, metallerin ısıl işlemleri, kanat hücum kenarı için buzlanma önleme sistemi ve uçuş güvenliğinin artırılması gibi mühendislik uygulamalarında, yaygın olarak kullanılmaktadır (Goldstain 1974; Bunker, 2005; Acharya vd.2001; 2006; Mahmood vd. 2009; Koç vd. 2009; Han vd., 2012; Zhang vd., 2020).

Kardeş delikler kavramı, akış alanında oluşturulan girdap dağılımını kontrol ederek ısı transferini kontrol etmeyi amaçlayan ve son yıllarda üzerinde çalışılan bir film

soğutma tekniğidir. Bu teknik, ana soğutma deliğinin etrafına ayrı delikler ekleyerek, ana delikten enjekte edilen akışı kontrol etmeyi amaçlar.

Zhu, vd. (2022) yeni bir film soğutma deliği tasarımı olan "kardeş delikler" ve bir temel silindirik deliğin çapraz akışa etkisini incelemek için *k-ε* türbülans modeliyle bir dizi simülasyonlar gerçekleştirmişlerdir. Simülasyonlar, "kardeş delik" tasarımının, üç farklı üfleme oranında temel silindirik delikten daha iyi film soğutma performansı sağladığını ve yüksek üfleme oranlarında çapraz akış koşullarının jet sapması sayesinde daha yüksek etkinlik sunduğunu göstermiştir. Ayrıca çalışmalarında, film soğutma deliklerini besleyen bir plenum kullanılması durumunda, doğrudan üfleme yapan deliklere göre, jetin sapmasının çapraz akıştan kaynaklanması nedeniyle daha yüksek yanal ortalamalı film soğutma etkinliği gösterdiğini belirtmişlerdir. Sonuçlar, kardeş deliklerin üç üfleme oranında temel durumdan daha iyi film soğutma performansı sağlayabileceğini ve üfleme oranı arttıkça kardeş deliklerin önemli avantajlar gösterdiğini göstermektedir. Yüksek üfleme oranında, basit silindirik delik, jetin yüksek akış hızı ve ters yönde dönen bir girdap çiftinin etkisi ve geçiş akışına nüfuz etmesi nedeniyle çok zayıf soğutma etkinliği sağlar. Çapraz akışta yüzeye çarpan jet akışı için film soğutma deliklerini besleyen bir plenum kullanılması halinde, jetin sapmasının çapraz akıştan kaynaklanması nedeniyle daha yüksek yanal ortalamalı film soğutma etkinliği göstermektedir.

Heidmann ve Ekkad (2008) ana soğutma borusundan ayrılan, anti-girdap delikleri adı verilen iki küçük borudan oluşan bir film soğutma konfigürasyonu tasarlamışlardır. Çeşitli geometrik parametreler önerseler de daha yüksek etkinlik ve yüzeye yakın soğutucu akışı elde etmek için optimum tasarımın belirli uygulamaya bağlı olduğunu bildirmişlerdir. Dhungel vd. (2009) tarafından anti-girdap (kardeş) deliği üzerine deneysel bir çalışma yürütülmüştür. Ana film soğutma deliğine daha yakın olan ve ana deliğin tabanından gelişen anti-girdap deliklerinin diğer anti-girdap şemalarına kıyasla daha iyi film soğutma performansı sağladığını göstermişlerdir. Çeşitli geometrik ve aerodinamik parametrelerin anti-girdap (kardeş) delikleri üzerindeki etkisi Han vd. (2012) deneysel çalışmasında araştırılmıştır. Kardeş deliklerin, ana delikten gelen jetin yüzeye daha iyi yapışmasını ve soğutucu akışının yüzeyin geniş alanını kaplamasını sağladığı belirtilmiştir. Kardeş delikler kavramı Ely ve Jubran (2008; 2009a; 2009b; 2010; 2012) tarafından önerilmiş ve yaygın olarak incelenmiştir. Kardeş delikler fikri, ana soğutma deliğinin yarı çapında ayrı deliklerin ana deliğin aşağı akışına ve/veya yukarı akışına eklenmesiyle oluşturulmaktadır (Javadi vd. 2013). Önerilen bu şemaların ana amacı, daha fazla bağıl soğutucu sağlamak için kardeş deliklerden ters dönen vorteks çifti üreterek ana delikten enjekte edilen akışı kontrol etmektir. Ayrıca, kısa delikli film soğutması için (L/D = 1,16) ayrı kardeş deliklerin yukarı/aşağı akış konfigürasyonunun (yani, ana deliğin aşağı akışında ve yukarı akışında dört aktif ayrı kardeş delik) yukarı akış, aşağı akış ve sol/sağ kardeş deliklerin şemasına kıyasla daha iyi film soğutma performansı sağladığı bildirilmiştir. Khajehhasani ve Jubran (2013; 2014; 2016a), soğutucunun eliptik kesit alanına sahip bir borudan ana akıma enjekte edildiği ve jet çıkış düzleminde bir daireye giden dairesel çıkış şekilli delik (CESH) adı verilen bir delik geometrisi üzerindeki ayrı kardeş deliklerin etkisini araştırmışlardır. CESH geometrisinin yaygın silindirik deliğe kıyasla daha yüksek film soğutma etkinliği sağladığı bildirilmiştir. Burada, CESH geometrisi için tasarım sınırlamaları nedeniyle kardeş deliklerin yerini değiştirerek, silindirik delik durumuna kıyasla daha üstün bir film soğutma etkinliği elde edildiğini belirtmişlerdir. Khajehhasani ve Jubran (2016b) mevcut çalışmalarını genişleterek, çeşitli film deliği şemalarının tasarlanmasıyla film soğutma performansının iyileştirme sürecinin sürekli olarak ilerlediğini belirtmişlerdir. Bu çalışmalarında, ayrı kardeş deliklerin yerini değiştirerek film soğutma performansına ilişkin CFD tabanlı bir parametrik çalışma yürütmüşlerdir. Elde edilen sonuçlar, düşük (M = 0,2 ve 0,5) ve yüksek (M = 1,0 ve 1,5) üfleme oranları için tek bir silindirik delikle karşılaştırılmıştır.

Soğutucu besleme akışı genellikle ana akışa dik olduğundan, ana akışa göre çapraz akış yönü dikkate alınmalıdır (Han vd. 2012). Adami vd. (2002) çapraz/paralel akış düzenlemelerine sahip silindirik, yelpaze biçimli ve geriye yatırılmış yelpaze biçimli yapılandırmaların film soğutma performansını sayısal olarak araştırmış ve çapraz akışın film deliklerinin akış fiziği yapıları üzerinde önemli bir rol oynadığını belirtmişlerdir. Li vd.(2012), özel bir deliğin deşarj katsayılarını ve film soğutma etkinliğini, çapraz akış yönlerinin film soğutma performansı üzerindeki etkisini sayısal olarak incelemişlerdir. Sonuçlar, deşarj katsayılarının çapraz akış yönlerinden önemli ölçüde etkilendiğini göstermiştir. Peng vd. (2017) yivli (nervürlü) ve pürüzsüz soğutucu çapraz akış kanalının film soğutma performansı üzerindeki etkisini incelemişlerdir. Sonuçlar, yüksek üfleme oranında, plenumlu film soğutma performansının çapraz akışa göre önemli ölçüde daha düşük olduğunu göstermiştir. Ye vd. (2019) çapraz akış Reynolds sayısının film soğutma etkinliği üzerindeki etkisine dair deneysel bir çalışma gerçekleştirmişlerdir. Sonuçlar, çapraz akış yönünde ana akış hızı arttıkça, asimetrik girdabın daha belirgin hale geldiğini göstermiştir.

Çapraz akışın film soğutması üzerindeki etkisi hakkında bir dizi araştırma yapılmış olsa da kardeş deliklerin film soğutma performansı üzerinde ana akışa eklenen çapraz akışın etkileri hakkında çok az çalışma bulunmaktadır. Bu çalışmada, "kardeş delikler" olarak adlandırılan film soğutma deliği tasarımının yüzey soğutmaya etkisi incelenmiştir. Ana akışa çapraz olarak ilave edilen periyodik jetlerin ısı transferine etkisine farklı üfleme oranları (M) altında analiz edilmiştir. Ana akışa eklenen, kardeş delikli jetin, üfleme oranı (jet Reynolds sayısı), genliği ve frekansı dikkate alınarak en uygun parametre

araştırılmıştır. Mevcut soğutma akışkanı çapraz akışının, film soğutma performansı üzerindeki etkileri CFD analizi ile araştırılmıştır.

MATERYAL ve METOD

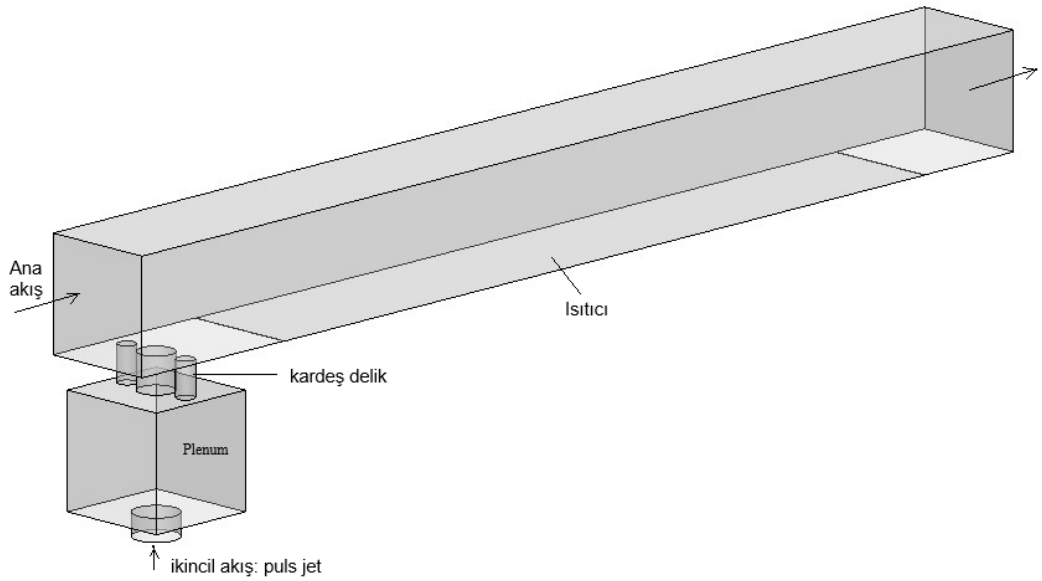
Sayısal Model

Sayısal çözüme esas inceleme bölgesi ana akış ve kardeş delikli çapraz akışlı fiziksel model Şekil 1'de gösterilmiştir. İkincil akış, kardeş delikli jet bir plenum tarafından beslenirken, ana kanal akışı, jete çapraz olarak sürekli akış şartlarında sağlanmaktadır.

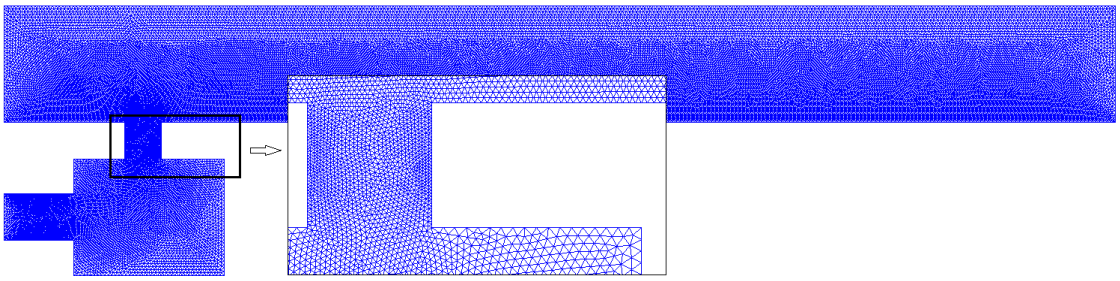
Bu çalışmada, kardeş deliklerin yerleşiminde, birincil deliğinin çapı 16 mm, kardeş delik olarak adlandırılan ikincil deliklerin çapı 8 mm olarak birincil deliğin çapının yarısı olarak belirlenmiştir. Boyutsal oranlama için, jet parametreleri plenum girişindeki, D=20 mm çap esas alınmıştır. Birincil ve ikincil delikler 10 mm uzaklıkta olup, ana akım yönüyle 90◦ açı yapmaktadır. Dahili soğutma kanalının genişliği 50 mm ve yüksekliği de 50 mm'dir. Kardeş delikli jetin ana delik ve yardımcı deliklerden akışını düzenlemek için, 50x50x35 mm'lik bir Plenum düzenlenmiştir. Böylece jet ana delik ve kardeş deliklerden, daha homojen bir jet oluşumu hedeflenmiştir.

Sayısal Yöntem

Zhang vd. (2020) ve Khajehhasani ve Jubran (2016b) tarafından yapılan çalışmalara dayanarak, silindirik delik film soğutmasında gerçekleştirilebilir k–ε türbülans modelinin, diğer türbülans modellerine kıyasla deneysel verilerle daha uyumlu sonuçlar verdiği tespit edilmiştir. Ayrıca, standart duvar fonksiyonunun (standard wall function), geliştirilmiş duvar (enhanced wall) ve ölçeklenebilir duvar (scalable wall) fonksiyonlarına göre yakın duvar modellemesinde daha iyi performans gösterdiği görülmüştür. Bu nedenle, mevcut simülasyonlarda gerçekleştirilebilir k–ε türbülans modeli ve standart duvar fonksiyonu kullanılmıştır. Literatürdeki sonuçlara göre (Silieti, vd. 2009), film soğutma analizinde yaygın olarak kullanılan iki denklemli gerçekleştirilebilir k-ε türbülans modeli seçilmiştir (Khajehhasani, ve Jubran, 2013, Liu vd. 2021, Guo vd. 2021)



Şekil 1. Kardeş delikli jet ve kanal akışı şematik görünümü



Şekil 2. Sayısal çözüm için ağ yapısının simetri ekseninde görünümü

İkinci dereceden ileri fark çözüm şeması (second-order upwind), soğutma jetinin kalkmasını (lift-off) ve akış

yapısındaki ters girdap çifti (anti-CRVP) etkisini yeterince doğru şekilde yakalayabildiğinden, momentum, enerji ve türbülans modeli denklemlerinde bu yöntem tercih edilmiştir. Basınç-hız bağlantısı için SIMPLE algoritması uygulanmıştır. Simülasyonların yakınsama kriteri, tüm değişkenler için normalleştirilmiş artıkların 10^{-6} değerine ulaşması olarak belirlenmiştir.

Mesh Bağımsızlık Testi

Çözüm alanı ve ağ yapısı, Gambit yazılımı kullanılarak oluşturulmuştur. Şekil 2'de gösterildiği üzere, yapılandırılmış hekzahedral ağ kullanılarak daha yüksek ağ kalitesi elde edilmiştir. Duvara yakın akışı ve termal sınır katmanlarını tatmin edici şekilde simüle etmek için, plaka ve film soğutma deliği yakınındaki elemanlar çok yoğun bir şekilde düzenlenmiştir.

Bilindiği üzere, ağ kalitesi sayısal sonuçların doğruluk düzeyinde kritik bir rol oynamaktadır. Bu nedenle yapılandırılmış hekzahedral ağ, hesaplama alanı boyunca özenle dağıtılmıştır. Mesh bağımsızlığı için, artan sayıda mesh ile testler gerçekleştirilmiş olup, çözümün ağdan bağımsız olduğu yeterli mesh için simülasyonlar yapılmıştır. 412 000 ile 3254000 arasında değişen dört farklı hücre sayısı test edilmiştir. Yapılan testlerde, referans değerlerle kıyaslanarak, hücre sayısının 2037277'ye artırılması, izlenen parametre (Nu sayısı) üzerinde kayda değer bir değişime yol açmamıştır. Bu nedenle, 2037277 hücreli ağ yapısı, sonraki simülasyonlar için ağdan bağımsız çözüm olarak seçilmiştir. Bu çalışmada üç boyutlu akışı sayısal olarak simüle etmek için sonlu hacim yöntemine dayanan Ansys Fluent programı kullanılmıştır.

Sınır Şartları

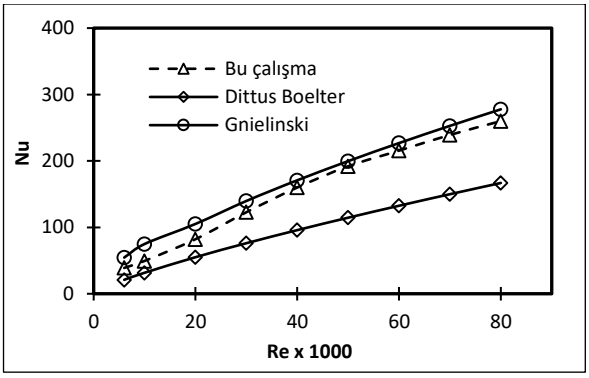
Simülasyonlar, iki kardeş delik ve tek bir silindirik ana delik için çeşitli üfleme oranlarında akış parametreleri değiştirilerek gerçekleştirilmiştir. Simülasyon modelleri ve sınır koşulları, literatürde yaygın olarak kullanılan şartlara uygun olarak düzenlenmiştir. Ana kanal girişinde hız girişi, kanal çıkışında basınç çıkışı, (pressure outlet), kardeş delik plenum girişinde de hız girişi (jet Reynolds sayısı) olarak belirlenmiştir. Duvarlar, adyabatik olarak kabul edilmiş olup, duvarlarda kaymama sınır şartı benimsenmiştir. Isıtıcı yüzeyden (q"=800 W/m^2) sabit ısı akısı sınır şartı uygulanmıştır. Pulsatif jet için, plenuma giriş deliği esas alınarak, burada hız girişi için kullanıcı tanımlı bir fonksiyon kullanılmıştır. Pulsatif akış hızı Eşitlik 1 ile ifade edilmiştir.

$$U_j = U_o(1 + A_o\, Sin\omega t) \qquad (1)$$

Burada U_o, jet ortalama hızı, A_o genliği, ω ise açısal frekansı ifade etmektedir.

Sayısal Çözümün Doğrulanması

Deneysel sonuçlarla doğrulamak için sayısal çalışma sonuçları literatürde yaygın olarak bilinen Dittus-Boelter ve Gnielinski korelasyonları ile karşılaştırılmıştır (Bergman vd. 2011). Şekil 3'te Nusselt sayısı için sayısal sonuçlar ve literatürdeki korelasyonlardan elde edilen sonuçlar birlikte sunulmuştur. Dittus-Boelter bağıntısı, yüksek *Re* ve dış akışta daha yaygın kullanıldığından burada bir miktar sapma gözlenmektedir. Ancak, boş kanalda sürekli akış için yapılan çalışmaların Gnielinski bağıntısı ile benzer uyum sağladığı gözlenmiştir. Gnielinski bağıntısı sürtünmeleri de dikkate aldığından daha hassas sonuçlar vermektedir. Aynı zamanda bu korelasyonun türbülanslı akış koşullarındaki düşük Reynolds sayılarında ve kanal akışlarında başarılı sonuçlar verdiği bilinmektedir (Bergman vd. 2011). Bu nedenle, sayısal sonuçlarda Gnielinski bağıntısına yakın değerler elde edilmiştir. Buna göre boş kanalda sürekli akış için yapılan sayısal çalışma sonuçlarının kabul edilebilir doğrulukta olduğu gözlenmiştir. Doğrulama yapıldıktan sonra jetler aktif hale getirilerek belirlenen genlik ve frekanslarda simülasyonlar gerçekleştirilmiştir.



Şekil 3. Sayısal sonuçların doğrulanması

Fiziksel Parametreler

Bu çalışmada ana akışı tanımlayan Reynolds sayısı Eşitlik 2 ile tanımlanmıştır.

$$Re = \frac{\rho_\infty U_\infty D_h}{\mu} \qquad (2)$$

Burada ρ_∞ akışkanın yoğunluğu, D_h, ana kanalın hidrolik çapı, U_∞ kanal akış hızı, μ ise ana kanaldan akan akışkanın dinamik viskozitesidir.

Jet akışını tanımlayan Reynolds sayısı Eşitlik 3 ile verilmiştir.

$$Re_j = \frac{\rho_j U_j D_j}{\mu} \qquad (3)$$

Burada, ρ_j jet akışkanı yoğunluğu U_j jet hızı, D_j plenum girişindeki jet çapını μ jet akışkanı viskozitesin ifade etmektedir.

Üfleme oranı M (Eşitlik 4), burada kütlesel debilere göre belirlenmiş olup, önemli parametrelerden birisidir.

Burada, 4 farklı üfleme oranı (M=0,5; 1; 1,5; 2) için değerlendirmeler yapılmıştır.

$$M = \frac{\rho_j U_j}{\rho_\infty U_\infty} \quad (4)$$

Burada, ρ_j jet akışkanı yoğunluğu, U_j ise jet hızıdır. Prandtl sayısı Eşitlik 5 ile tanımlanmıştır.

$$Pr = \frac{\mu c_p}{k} \quad (5)$$

Burada c_p özgül ısıyı göstermektedir. Pulsatif jet akışını ifade eden boyutsuz parametrelerden pulsatif genlik Eşitlik 6 ile ifade edilmiştir.

$$A_o = \frac{x_m}{D_j} \quad (6)$$

Burada, x_m genlik (strok uzunluğu), D_j ise jet giriş çapıdır.

Pulsatif akışı ifade eden bir diğer parametre ise Womersley sayısıdır ve boyutsuz titreşim frekansı olarak Eşitlik 7'de tanımlanmıştır.

$$Wo = \frac{D_j}{2}\sqrt{\frac{\omega}{v}} \quad (7)$$

Burada v kinematik viskoziteyi göstermektedir. Isı transferini gösteren boyutsuz sayı olarak, Nusselt sayısı kullanılmış ve Eşitlik 8 ile hesaplanmıştır. Sürekli akışta;

$$Nu = \frac{hD_h}{k} \quad (8)$$

Pulsatif jetli durumda çevrim boyunca Nu sayısı

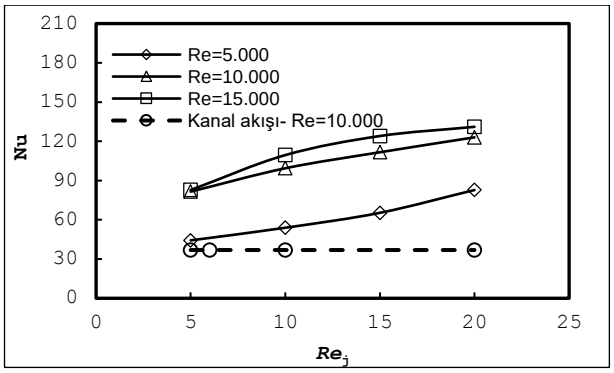
$$Nu_p = \frac{1}{\tau L}\iint Nu_{(x,t)}dtdx \quad (9)$$

olarak ifade edilmiştir. Burada k akışkanın ısı iletim katsayısını göstermektedir. Bu durumda akışın bağlı olduğu parametreler, Nu = (M, Re, Re_j, A_o, Wo ve geometrik parametreler) olarak ifade edilebilir.

SONUÇLAR VE TARTIŞMA

Bu çalışmada, bir kanal içerisindeki sıcak yüzeyin, kardeş delikli jetlerle soğutma davranışı incelenmiştir. Burada, ana akışa ilave edilen jetlerin ısı transferi davranışı analiz edilmektedir. İlk olarak, kesiti ve boyutları değişmeyen kanalda, sürekli rejim için (jetin aktif olmadığı durumda) farklı Reynolds sayılarında analizler yapılmış ve bilinen korelasyonlarla karşılaştırılmıştır (Şekil 3). Doğrulama sağlandıktan sonra, ana kanal akışı referans alınarak, ilk olarak, çeşitli üfleme oranlarında (M), sürekli akış şartlarında jetlerin yüzey soğutma davranışı, jet ana akış (çapraz akış) etkileşiminin hangi üfleme oranlarında daha iyi sonuçlar verdiği araştırılmıştır.

Şekil 4'te ana kanal akışında sabit tutulan bir Reynolds sayısı için, jet Reynolds sayılarının değişimiyle, ısı



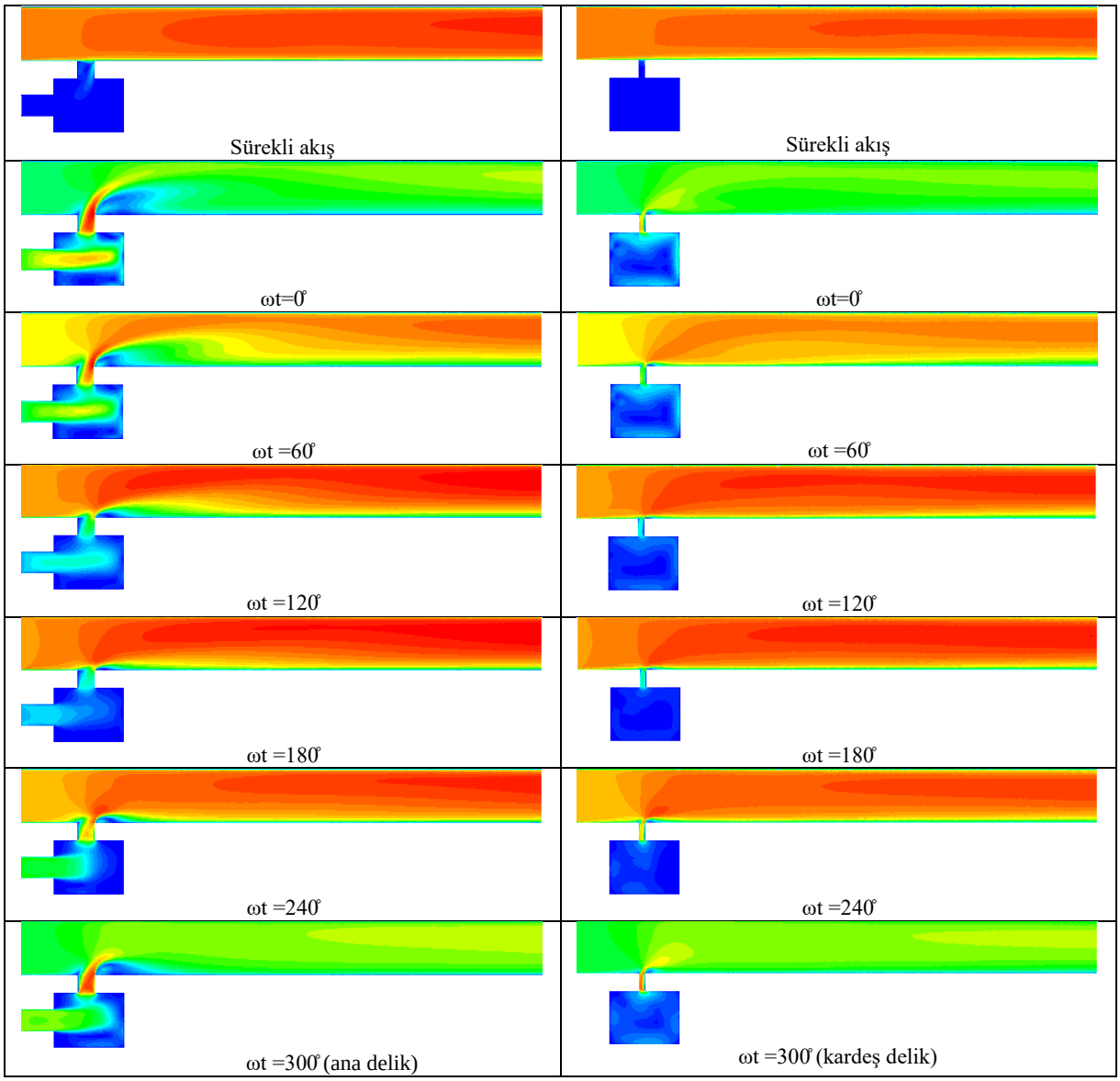
Şekil 4. Sürekli rejimde, ana akış ve jet akışlarının karşılaştırılması

transferindeki iyileşmeler görülmektedir. Burada karşılaştırmak amacıyla, jet akışının olmadığı, sadece ana kanalda, Re=10 000'deki referans değer de verilmiş olup, jetin aktif olduğu tüm durumlarda ısı transferinin iyileştiği gözlenmektedir. Sabit bir ana akış Re sayısı için artan jet Re_j sayılarında ısı transferi de kademeli olarak artmaktadır.

Ana akışa jet ilave etmek, kanaldan geçen akışkan miktarını artırmakla birlikte, çapraz akışa dik olarak kanala giren jetin, akışın momentumunda bir değişikliğe sebep olmaktadır. Ana akışın karışmasını sağlamakta ve akım yönünde ilerleyen akış döngülerinin, konvektif etkiyi artırdığı ve ısı transferinde artışa sebep olduğu değerlendirilmektedir.

Daha düşük ana akış hızında, periyodik jet kullanarak, ısı transferini artırmak ve aynı zamanda, kontrollü ısı çekmenin mümkün olabileceği durumu göz önüne alarak, ana akış hızını (Re=10000) ve jet hızını (Re_j=5000) sabit tutarak periyodik üfleyen jetin etkisi araştırılmıştır. Kardeş delikli periyodik jetler, ana akışı zamana bağlı uyararak, ana akışa momentum transfer etmekte, akış çalkantılarını artırmakta ve sıcak yüzeyle temas eden akışkanı artırmaktadır. Burada jet için, tek bir ana delik kullanmak yerine kardeş delikli jet kullanarak yüzeyden ısı transferinin artırılması hedeflenmiştir. Pulsatif (periyodik) jet parametresi olarak jetin genliği (A_o=0,2 ve 0,8) iki defa, frekansı da (Wo=4,6; 6,5; 9,3 ve 13,1) dört defa değiştirilerek hangi parametrelerde en iyi ısı transferinin gerçekleştiği araştırılmıştır. Bu durumu açıklamak için, çevrim boyunca kanal içerisindeki hız dağılımları Şekil 5'te verilmiştir.

Bir çevrimi yansıtmak için faz açıları kullanılmıştır. Periyodik jet akışının bir çevriminin ωt=360º'de tamamlandığı kabul edilerek, (τ=2π) çeşitli faz açılarındaki durum gösterilmiştir. Karşılaştırmak amacıyla sürekli jet durumu da birlikte verilmiştir. Şekilde görüldüğü gibi, periyodik jetin hız alanını sürekli değiştirdiği, ana akışla jet akışı arasındaki etkileşim sonucu hız alanının sürekli değiştiği, jetin hızlanan ve yavaşlayan periyotlarında yüzeyi etkileyen akışan hareketinin değiştiği gözlenmektedir. Burada sıcak yüzey

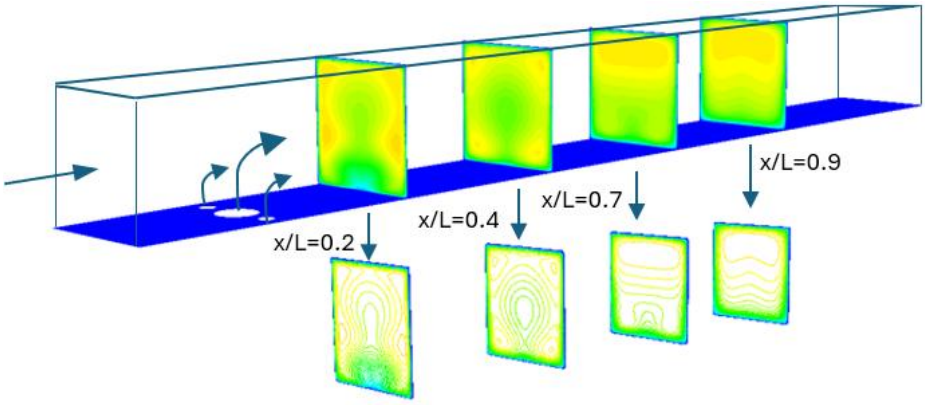


Şekil 5. Ana delik ve kardeş delik kesitlerinden alınan hız dağılımlarının çevrim boyunca değişimi (M=0,5, A_o=0,8, Wo=6,5: (w=2π))

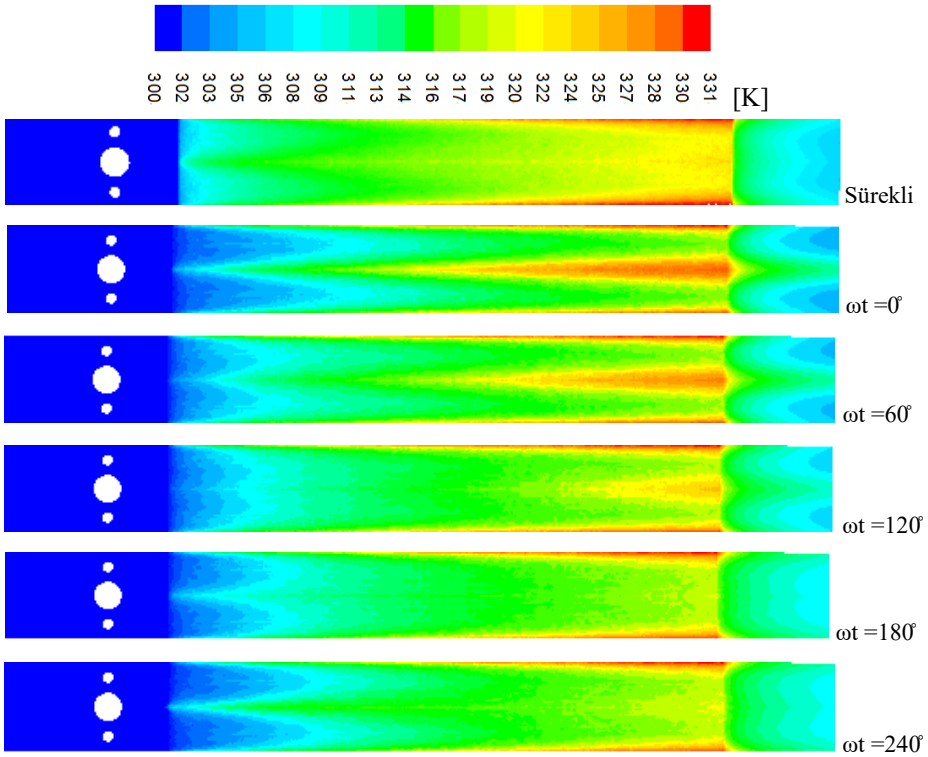
üzerinde sürekli akışta oluşan stabil sınır tabaka, periyodik jet vasıtasıyla bozulmakta ve yüzeyle temas eden akış yapısı değişmekte, ana akış içerisindeki oluşan sirkülasyon yapıları akış karışımlarını hızlandırmaktadır. Şekil 6'da kanal içerisindeki üç boyutlu hız dağılımının daha iyi anlaşılabilmesi için, çeşitli kesitlerdeki hız dağılımları verilmiştir. Oluşan sirkülasyon yapıları bu şekilde daha açık gözlenmektedir. Kardeş delikler sayesinde ana akış çıkış yönünde ilerlerken, aynı zamanda tabana doğru ters dönen girdaplar oluşturarak ilerlemektedir. Bu sayede yüzeyle temas eden akışkan miktarı artmakta, sürekli yenilenmekte ve ısı transferinin artışına sebep olmaktadır.

Burada amaç yüzeyin soğuma davranışını incelemek olduğundan, Şekil 7'de soğutulan yüzeyin anlık sıcaklık dağılımı verilmiştir. Burada, kardeş delikli jet etkisi daha iyi anlaşılsın diye sürekli jetli durumu da birlikte verilmiştir. Sürekli durumda, levha yüzeyinin daha sıcak olduğu gözlemlenirken, periyodik jet akışı durumunda, çevrim boyunca her zaman adımında yüzey sıcaklığının değiştiği ve renk skalasına bakıldığında yüzeyin daha iyi soğutulduğu gözlenmektedir.

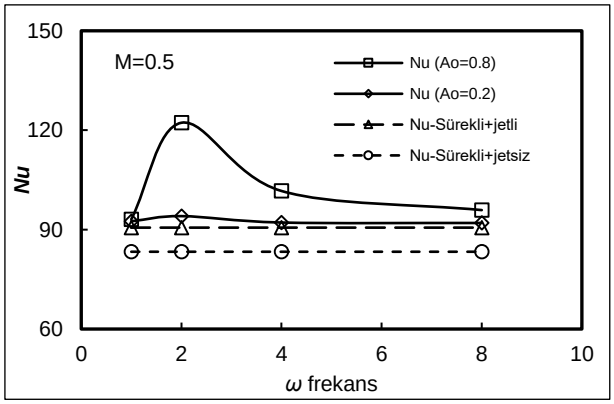
Sürekli akışa göre periyodik jetli durumda, kardeş delik etkisi daha iyi görülmektedir. Kardeş delikten çıkan jetlerin sıcaklık alanı üzerindeki etkisi hüzmeler şeklinde gözlenmektedir. Kardeş delikler, ana jetin duvarlara doğru bir döngü yapması ve akışı taban yüzeye doğru yönlendirip yüzeye daha iyi yapıştırmasından dolayı, yüzey üzerinde iki huzmeli soğuk yüzey özelliği gözlenmektedir. Renk dağılımına bakıldığında, çevrim boyunca değişen sıcaklık dağılımından, yüzeyin daha iyi soğutulduğu anlaşılmaktadır. Kardeş deliklerden çıkan jetlerin ana jete nüfuz ettiği ve çekirdek bölge, kanalın tam merkezinden geçen ana akımın iki yana doğru yayıldığı bir yapıya evrildiği anlaşılmaktadır (Şekil 6). Kardeş delikli jet, tek delikli yapıya göre yüzey üzerinde akış dağılımını daha homojen hale getirmekte, bu da ısı transferinde artışa sebep olmaktadır.



Şekil 6. Kanal boyunca 3d hız dağılımlarının görünümü (M=0,5, Ao=0,8, Wo=6,5)



Şekil 7. Isıtıcı yüzeyi boyunca sıcaklık dağılımlarının çevrim boyunca değişimi (M=0,5, A_o=0,8, Wo=6,5: (w=2π))



Şekil 8. Pulsatif kardeş delikli jet için Nu sayısının boyutsuz parametrelerle değişimi

Periyodik akış ise stabil sınır tabakanın bozulması ve yüzeye temas eden akışın yenilenmesini sağlamakta, aktif ve pasif yöntemlerin birlikte kullanılması ısı transferinde önemli iyileşmelere sebep olmaktadır. Şekil 8'de pulsatif kardeş delikli jet için Nu sayısının boyutsuz sayılarla değişimi verilmiştir. Karşılaştırmak amacıyla, jetin aktif olmadığı ve sürekli jetli durumlar da grafikte yer almaktadır. Sürekli jetli durumlara göre periyodik jetin aktif olduğu tüm durumlarda ısı transferinin iyileştiği gözlemlenmiştir. Pulsatif kardeş delikli durumda, yüksek genlik ve düşük frekansta en yüksek ısı geçişi (%33) durumunun oluştuğu görülmektedir. Yüksek genlik konvektif etkiyi artırmakla birlikte, belirli frekanslarda etkili olmaktadır. Düşük frekansta daha iyi ısı transferi olması, periyodik gelişen sirkülasyon bölgelerinin akış boyunca taşınırken, yeterince genişlemesi için daha fazla

zamana ihtiyaç duymasından kaynaklanmaktadır. Bu durumda düşük frekanslar daha iyi ısı transferi sağlanmaktadır. Sonuç olarak, kardeş delikli pulsatif jetli soğutma işleminde uygun parametreler seçilmesi halinde ısı transferinde önemli iyileşmeler elde edilebilmektedir.

SONUÇLAR

Bu çalışmada, bir kanal içerisindeki çapraz akışta, sıcak yüzeyin soğuma davranışı, sürekli akış, kardeş delikli jetli sürekli akış ve periyodik (pulsatif) üfleyen kardeş delikli jetli akış şartlarında sayısal olarak incelenmiştir. Öncelikle sürekli jetli çapraz akış için çeşitli üfleme (M) oranlarında ısı transferi incelenmiş ve jetsiz duruma göre jetlerin ısı transferini her durumda artırdığı gözlenmiştir. Kardeş delikler, akış içerisinde enine sirkülasyon oluşturma konusunda ana jetin hız dağılımını değiştirmektedir. Periyodik değişen jetlerin akış karışımlarını hızlandırdığı, akış boyunca enine sirkülasyon bölgeleri oluşturarak akış karışımlarını artırdığı tespit edilmiştir. Kardeş delikli pulsatif jetli çapraz akışın uygun parametreler seçildiği takdirde ısı transferinde kayda değer iyileşme sağlayacağı gözlenmiştir. Bu çalışmada, kardeş delikli pulsatif jetli akışta yüksek genlik ve düşük frekanslarda sürekli jetli akışa göre ısı transferinde yaklaşık %33 oranında bir iyileşme elde edilmiştir. Bu çalışmada, çapraz akışlı jetlerde, aktif ve pasif ısı transferi iyileştirme yöntemlerinin birlikte kullanılmasının ısı transferi iyileştirmede etkili bir potansiyele sahip olduğu gösterilmiştir. İleride delik konfigürasyonları değiştirilerek daha etkin ısı transferi için araştırmalar yapılabilir.

KAYNAKLAR

Adami P., Martelli F., Montomoli F., and Saumweber C., 2002, *Numerical Investigation of Internal Crossflow Film Cooling, Turbo Expo: Power for Land, Sea, and Air,* 36088, 51–63.

Acharya, S., Tyagi, M., & Hoda, A. (2001). Flow and heat transfer predictions for film cooling. Annals of the New York Academy of Sciences, 934(1), 110-125.

Bergman T.L., Lavine A.S., Incropera F.P., and DeWitt D., 2011, *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*, John Wiley & Sons, New York, USA.

Bunker R.S., 2005, A Review of Shaped Hole Turbine Film-Cooling Technology, *Journal of Heat Transfer*, 127(4), 441–453.

Dhungel A., Lu Y., Phillips W., Ekkad S.V., and Heidmann J., 2009, Film Cooling from a Row of Holes Supplemented with Antivortex Holes, *Journal of Turbomachinery,* 131, 021007-1–021007-10.

Ely M.J. and Jubran B.A., 2008, A Numerical Study on Increasing Film Cooling Effectiveness through the Use of Sister Holes, *Proceedings of ASME Turbo Expo*, 341–350.

Ely M.J. and Jubran B.A., 2009a, A Numerical Evaluation on the Effect of Sister Holes on Film Cooling Effectiveness and the Surrounding Flow Field, *Heat and Mass Transfer*, 45, 1435–1446.

Ely M.J. and Jubran B.A., 2009b, A Numerical Study on Improving Large Angle Film Cooling Performance through the Use of Sister Holes, *Numerical Heat Transfer, Part A: Applications,* 55, 634–653.

Ely M.J. and Jubran B.A., 2010, A Parametric Study on the Effect of Sister Hole Location on Active Film Cooling Flow Control, *Proceedings of ASME Turbo Expo*, 1301–1311.

Ely M.J. and Jubran B.A., 2012, Film Cooling from Short Holes with Sister Holes Influence, *Proceedings of ASME Turbo Expo*, 1185–1196.

Goldstein R.J., 1974, Film Cooling*, Advances in Heat Transfer,* 7, 321–379.

Guo C., Wang B., Kang Z., Zhang W., and Zheng H., 2021, Numerical Simulation Study on Cooling Characteristics of a New Type of Film Hole, *Journal of Thermal Science*, 30(1), 210–219.

Han C., Ren J., and Jiang H.D., 2012, Multi-Parameter Influence on Combined-Hole Film Cooling System, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 55, 4232–4240.

Han J.C., Dutta S., and Ekkad S., 2012, Gas Turbine Heat Transfer and Cooling Technology, CRC Press, New York.

Heidmann J.D. and Ekkad S., 2008, A Novel Antivortex Turbine Film-Cooling Hole Concept, *Journal of Turbomachinery,* 130, 031020-1–031020-9.

Javadi A. et al., 2013, Experimental Investigation of Sister Hole Effect on Film Cooling Performance, *Experimental Thermal and Fluid Science,* 44, 439–448.

Khajehhasani S. and Jubran B.A., 2013, Film Cooling from Circular and Elliptical Exit Shaped Holes with Sister Hole Influence, *Proceedings of ASME Turbo Expo,* V03BT13A044-1–12.

Khajehhasani S. and Jubran B.A., 2014, A CFD-Based Parametric Study on Modification of Discrete Sister Holes Location for the Film Cooling Flow, *Proceedings of ASME Turbo Expo*, V05BT13A033-1–11.

Khajehhasani S. and Jubran B.A., 2016a, A Numerical Evaluation of the Performance of Film Cooling from a

Circular Exit Shaped Hole with Sister Holes Influence, *Heat Transfer Engineering*, 37, 183–197.

Khajehhasani S. and Jubran B.A., 2016b, A Numerical Investigation of Film Cooling Performance through Variations in the Location of Discrete Sister Holes, *Applied Thermal Engineering*, 107, 345–364.

Koc, I., İslamoğlu, Y., & Akdağ, Ü. 2009. Investigation of film cooling effectiveness and heat transfer coefficient for rectangular holes with two rows. *Aircraft Engineering and Aerospace Technology*, *81*(2), 106-117.

Li G., Wu C., Zhang W., Kou Z., and Peng D., 2012, Effect of Cross-Flow Direction of Coolant on Film Cooling Effectiveness with One Inlet and Double Outlet Hole Injection, *Propulsion and Power Research*, 1(1), 71–77.

Liu C.L., Li B., Ye L., Zhu H., Zhang C., and Song W., 2021, Film Cooling Characteristics of Cross-Flow Coolant Passage with Various Relative Positions of Holes and Inclined Ribs, *International Journal of Thermal Sciences,* 167, 106975.

Mahmood J.S., Kassab A., and Eduardo D., 2009, Film Cooling Effectiveness: Comparison of Adiabatic and Conjugate Heat Transfer CFD Models, *International Journal of Thermal Sciences*, 48(12), 2237–2248.

Peng W., Sun X., Jiang P., and Wang J., 2017, Effect of Ribbed and Smooth Coolant Cross-Flow Channel on Film Cooling, *Nuclear Engineering and Design*, 316, 186–197.

Silieti, M., Kassab, A. J., & Divo, E. (2009). Film cooling effectiveness: Comparison of adiabatic and conjugate heat transfer CFD models, Int. J. Therm. Sci., 48(12), 2237-2248.

Ye L., Liu C.L., Zhu H.R., and Luo J.X., 2019, Experimental Investigation on Effect of Cross-Flow Reynolds Number on Film Cooling Effectiveness, *AIAA Journal*, 57(11), 4804–4818.

Zhang J., Zhang S., Wang C., and Tan X., 2020, Recent Advances in Film Cooling Enhancement: A Review, *Chinese Journal of Aeronautics,* 33(4), 1119–1136.

Zhu H., Xie G., Zhu R., and Sunden B., 2022, Comparisons on Flow Characteristics and Film Cooling Performance of Cylindrical and Sister Holes with/without Internal Coolant Crossflow, *International Journal of Thermal Sciences,* 182, 107791.

PLUG-IN TEŞHİR TİPİ SOĞUTUCULARDA DEFROST SUYU BUHARLAŞTIRMA SÜRECİNİN CFD TABANLI ISIL VE AKIŞ ANALİZİ

Fatma Nur ERDOĞMUŞ[1], Sedanur BİLGİN[1], Berat YEŞİL[2], Furkan KODAKOĞLU[2], Mustafa AKTAŞ[3]
[1] Nurdil Teknik Soğutma A.Ş., 06935 Sincan, Ankara, fatmanurerdogmus@nurdil.com.tr, sedanur.bilgin@nurdil.com.tr
[2] Baykar Teknoloji, 34488 Esenyurt, İstanbul, bbberatyesil@gmail.com, kodakoglufurkan@gmail.com
[3] Enerji Sistemleri Mühendisliği, Gazi Üniversitesi, 06560 Yenimahalle, Ankara, mustafaaktas@gazi.edu.tr

Özet: Ticari soğutucularda defrost (buz çözme) işlemi sırasında oluşan suyun etkin şekilde buharlaştırılarak sistem dışına atılması; cihazın hijyen koşullarının sağlanması, enerji tüketiminin azaltılması ve sistemin genel verimliliğinin arttırılması açısından kritik bir rol oynamaktadır. Mevcut uygulamalarda defrost suyunun buharlaştırılması genellikle elektrikli rezistanslar ile sağlanmaktadır. Ancak bu durum yüksek enerji tüketimine yol açmakta ve cihazların enerji verimlilik endeksini (EVE) olumsuz etkilemektedir.

Bu çalışmada, PTC rezistansların yanı sıra kütle transferini artırmak amacıyla antibakteriyel kumaşlar da kullanılmaktadır. Önerilen tasarım, hesaplamalı akışkanlar dinamiği (HAD) analizleri ile detaylı olarak incelenmiş; sıcaklık dağılımları ve hız vektörleri elde edilmiştir. Geliştirilen sistemde, yoğuşma tavası içerisindeki antibakteriyel kumaşların konumlandırması yeniden düzenlenmiş; kumaşların daha etkin kurutulmasını sağlamak amacıyla, kondenser bölgesine yönlendirici bir deflektör entegre edilmiştir. Bu sayede kondenser fanı aracılığıyla taşınan atık ısının daha homojen ve hedefe yönelik aktarımı sağlanarak hem kumaşların kuruma süresi hem de rezistans çalışma süresi azaltılmaya çalışılmıştır. Analizde kondenser içindeki sargılardan geçen havanın basınç kaybı modellemeleri yapılmıştır. Sonuçlara göre, 300 K çevre sıcaklığında bulunan kumaşların ortalama sıcaklıklarında 11 K sıcaklık artışı elde edilmiştir. Maksimum ıslak yüzey sıcaklığı 315 K olarak gözlenmiştir. Deflektör eklenmiş tasarımlı analizlerde ise, sıcak kondenser havasının daha önceden temas etmediği yüzeyler de ısıtılabilmiş; böylece kumaşların ortalama yüzey alanındaki sıcaklık 313,2 K'e yükseltilmiştir. Her iki tasarımın buharlaşma hızını yükselteceği ve sistemin toplam enerji tüketimini azaltacağı gösterilmiştir.

Bu iyileştirmeler, sistemin karbon salımını azaltarak çevresel sürdürülebilirliğe de katkı sağlamaktadır. Çalışma, ticari plug-in teşhir tipi soğutucularda defrost suyu uzaklaştırma yöntemlerinin enerji verimliliği perspektifinden yeniden ele alınmasına katkı sağlamakta ve sanayide uygulanabilirliği yüksek, yenilikçi bir çözüm sunmaktadır.

Anahtar Kelimler: Teşhir Tipi Soğutucu, Yoğuşma Suyu, Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği, Enerji Verimliliği

CFD-BASED THERMAL AND FLOW ANALYSIS OF THE DEFROST WATER EVAPORATION PROCESS IN THE PLUG-IN TYPE REFRİGERATED DISPLAY CABINETS

Abstract: In commercial refrigerators, effective evaporation and removal of the water from the system, which is formed during the defrost process, play a critical role from the perspectives of ensuring the hygiene conditions of the device, reducing energy consumption, and increasing the overall efficiency of the system. In current applications, the evaporation of the defrost water is generally achieved using electrical heaters. However, this leads to high energy consumption and affects the energy efficiency index (EEI) of the devices negatively.

In this study, antibacterial fabrics are also used alongside PTC heaters to enhance mass transfer. The proposed design has been thoroughly analyzed using computational fluid dynamics (CFD), and temperature distribution as well as velocity vectors have been obtained. In the developed system, the positioning of the antibacterial fabrics inside the condensate pan has been reconfigured, and a guiding deflector has been integrated into the condenser section to ensure more effective drying of the fabrics. In this way, the waste heat carried by the condenser is transferred more homogeneously and in a more targeted manner, aiming to reduce both the drying time of the fabrics and the operating time of the heater. The analysis involved modeling the pressure loss of air passing through the coils inside the condenser. According to the results, an average temperature increase of 11 K was achieved on the fabrics that were initially at an ambient temperature of 300 K. The maximum observed wet surface temperature was 315 K. In the analyses of the design with an added deflector, the hot condenser air was directed to surfaces that it had not previously contacted,

thereby increasing the average surface temperature of the fabrics to 313,2 K. It was demonstrated that both designs enhance the evaporation rate and reduce the overall energy consumption of the system.
These improvements also contribute to environmental sustainability by reducing the system's carbon emissions. This study contributes to the reevaluation of defrost water removal methods in commercial plug-in type refrigerated display cabinets from an energy efficiency perspective and offers an innovative solution with high applicability in the industry.
Keywords: Refrigerated Display Cabinet, Condensed Water, Computational Fluid Dynamics, Energy Efficiency

1. GİRİŞ

Küresel ölçekte artan soğutma ihtiyacı, enerji tüketiminde ciddi artışlara ve buna bağlı olarak çevresel negatif etkilerin artmasına neden olmaktadır. Bu bağlamda, soğutma ve iklimlendirme sistemlerinin çevreye olan etkisini azaltmak amacıyla enerji verimliliğini artırıcı ve sera gazı emisyonlarını düşürücü çeşitli mevzuatlar ve teknik düzenlemeler hayata geçirilmiştir. Avrupa Birliği'nin (AB) 2019/2024 sayılı Komisyon Tüzüğü ve Türkiye'de 2021 yılında yürürlüğe giren "Doğrudan Satış İşlevli Soğutma Cihazlarının Çevreye Duyarlı Tasarım Gerekliliklerine Dair Tebliğ", bu yöndeki önemli adımlar arasında yer almaktadır. Söz konusu düzenlemeler doğrultusunda, ticari soğutucuların enerji verimlilik endeksi (EVE) sınırları kademeli olarak düşürülmüş ve çevreye duyarlı tasarımlar teşvik edilmiştir (Aktaş vd., 2021). Bu düzenlemeler kapsamında, soğutma sistemlerindeki enerji tüketimini etkileyen unsurların daha verimli hale getirilmesi gerekliliği ön plana çıkmaktadır.

Ticari teşhir tipi soğutucularda (TTS) enerji verimliliğini etkileyen unsurlardan biri de defrost (buz çözme) işlemi sırasında oluşan suyun sistemden uzaklaştırılma yöntemidir. Mevcut uygulamalarda defrost suyu çoğunlukla elektrikli rezistanslar kullanılarak buharlaştırılmakta, bu durum cihazın toplam enerji tüketimini artırmakta ve enerji sınıfını olumsuz etkilemektedir. Bunun yanı sıra, yüksek sıcaklıkla çalışan rezistanslar, cihazın iç ortam sıcaklık dengesini etkilemekte ve yoğuşma suyunun uzaklaştırlamaması halinde mikroorganizma oluşumu gibi hijyenik riskleri de beraberinde getirebilmektedir.

Son yıllarda, defrost suyu uzaklaştırma yöntemlerinin yeniden ele alınması ve atık ısının daha verimli kullanılması yönünde çeşitli çalışmalar yapılmaktadır. Bu alanda yapılan araştırmalar, farklı yüzey kaplamaları, drenaj sistemleri, kanatçık tasarımları ve ısıtma elemanları ile çeşitli iyileştirme yaklaşımlarını kapsamaktadır.

Deniz ve arkadaşları, yoğuşma tavası içerisinde bulunan basma borularına ilave kanatçıklar eklenerek ısı transferini artırmış ve TTS'in enerji sınıfını E'den D'ye yükseltmiştir. TTS başına karbon salımını ise günlük 11,138 kg CO_2 azaltmayı başarmışlardır (Deniz vd., 2023). Şensoy ve arkadaşları, R290 soğutucu akışkan kullanan, yenilikçi yoğuşma tavası ve nemlendirme ünitesi içeren düşük maliyetli bir plug-in soğutma sistemi geliştirmişlerdir. İki farklı modda gerçekleştirilen testler sonucunda, PTC kullanılmayan modda %29,52 enerji tasarrufu ve 337,66 kg CO_2/m^2'ye kadar emisyon azaltımı sağlanmış; sistemin maksimum COP değeri 3,10 olarak hesaplanmıştır (Şensoy vd., 2025). Erten ve arkadaşları, plug-in TTS'lere yönelik yeni bir yoğuşma tavası tasarımı sunmuş, bu tasarım ile antibakteriyel kumaşların kuruma süresini %15,85 oranında kısaltmış ve elektrik tüketimini %5,91 oranında düşürmüşlerdir (Erten vd, 2024). Wang ve arkadaşları, açık TTS'lerde yoğuşma suyunun geri kazanımının sistem performansına etkisini deneysel olarak incelemişlerdir. Çalışma sonucunda, özellikle yoğuşma suyu akış hızının performans katsayısında %10,42 ve ısı transfer verimliliğinde %7,05 oranında artış sağladığı görülmüştür (Wang vd., 2025).

Donma sonrası eriyik suyunun drenajı üzerine çalışan Rahman ve Jacobi, oluk geometrisinin su tutulması üzerinde belirleyici etkileri olduğunu göstermişlerdir. Mikro oluklu yüzeylerde eriyik suyun tutulma oranı %70'e kadar azaltılmıştır (Rahman vd., 2012). Kim ve arkadaşları, ön kenardaki su tutulmasını azaltmak için yeni bir asimetrik panjurlu fin tasarımı önermiş, bu tasarımın simetrik kanatçıklara göre ısı transferini %17 oranında iyileştirdiğini deneysel olarak doğrulamışlardır (Kim vd., 2016). Zhou ve arkadaşları, delikli kanatçık tasarımı geliştirerek hem malzeme tasarrufu sağlamış hem de VOF (Volume of Fluid) simülasyonları ile bu tasarımın drenaj performansındaki üstünlüğünü ortaya koymuşlardır (Zhou vd., 2024). Li ve arkadaşları, farklı yüzey türlerinde donma sonrası eriyik suyunun drenajını incelemiş ve 30°'nin üzerindeki eğim açılarında süperhidrofobik yüzeylerde suyun kendiliğinden drenaj olduğunu gözlemlemişlerdir (Li vd., 2017). Jhee ve Lee, PTC ısıtma levhalarını geleneksel elektrikli rezistanslarla karşılaştırmış ve PTC elemanlarının buz çözme veriminin yaklaşık %75 olduğunun ve bunun elektrikli ısıtıcınınkinden yaklaşık %25 daha yüksek olduğunu tespit etmişlerdir (Jhee, Lee, 2001). Dong ve arkadaşları, don oluşumu ve buz çözme sonrası suyun tutulması üzerine süperhidrofobik, hidrofobik ve hidrofilik bakır yüzeyleri karşılaştırmış, en yüksek performansın süperhidrofobik yüzeylerde olduğunu göstermiştir. Süperhidrofobik yüzey içeren kombinasyonların daha

düşük kanal dolum oranı ve daha kısa buz çözme süresi sağladığı görülmüştür (Dong vd., 2024). Li ve arkadaşları, dikey kanatçıklı mikrokanallarda yüzey kaplamasının drenaj üzerine etkisini araştırmış; süperhidrofobik yüzeylerde kalan su miktarının hidrofilik yüzeylere göre %19,6 daha az olduğunu belirlemişlerdir (Li vd., 2022). Yüzey ıslanabilirliğinin yoğuşma suyu ve toz giderme üzerindeki etkisini araştıran Yang ve arkadaşları, süperhidrofobik kaplamalı yüzeylerin kaplanmamış bakır yüzey ve hidrofilik yüzeylere göre daha iyi sonuçları verdiğini ortaya koymuşlardır (Yang vd., 2019). Bansal ve Xie, ev tipi buzdolaplarında defrost suyunun buharlaşma oranlarını tahmin etmek amacıyla geliştirdikleri dinamik simülasyon modeli geliştirmişlerdir. Çalışmada, su sıcaklığının artırılması ve hava hızının optimize edilmesi ile buharlaşmanın gerekli orana çıkarılabileceği gösterilmiştir (Bansal, Xie, 1999).

Aktaş ve arkadaşları, plug-in tip teşhir buzdolaplarında hava perdesi yapısını HAD analizleriyle 15 farklı durumda incelemiş, yeni hava perdesi kanat tasarımı ile soğutma kapasitesini %3,82 oranında azalttığını belirlemişlerdir (Aktaş vd., 2023). Foster ve arkadaşları, çok katlı teşhir dolaplarında CFD modellemelerinin test kriterlerini sağlama konusundaki etkinliğini göstermiş ve ortalama güç tüketimini 1,37 kW'tan 1,29 kW'a düşürmüşlerdir (Foster vd., 2005). Navaz ve arkadaşları, açık teşhir dolaplarında sıcak havanın içeriye sürüklenmesini etkileyen başlıca parametreleri deneysel ve sayısal (HAD) yöntemlerle incelemişlerdir. Türbülans yoğunluğu, Reynolds sayısı ve hız profilinin şekli sürüklenme oranı üzerinde belirleyici bulunmuş; düşük Reynolds sayılarının sürüklenmeyi azalttığı ancak ürün sıcaklığını artırdığı tespit edilmiştir (Navaz vd., 2005).

Bu çalışmada, plug-in (alttan kompresörlü) TTS'lerde defrost suyu buharlaştırma verimini artırmaya yönelik olarak yoğuşma tavası içinde antibakteriyel kumaş yerleşimi ve kondenser hava akımının yönlendirilmesine ilişkin bir deflektör tasarımının yapılması planlanmıştır. Tasarlanan sistem, hesaplamalı akışkanlar dinamiği (HAD) analizleri ile detaylı şekilde incelenecek ve sıcaklık, hız dağılımları üzerinden performans değerlendirmeleri gerçekleştirilecektir.

2. TEORİK ANALİZ

TTS'in evaporatör, kondenser ve kompresörün ısı ve enerji ilişkileri incelenerek sistemin soğutma kapasitesi ve performans katsayısı hesaplanmaktadır. Aşağıda, bu hesaplamalara kullanılan teorik denklemler sunulmuştur.

TTS'in ısı yükü, Denklem (1) ile hesaplanabilir (Huang vd., 2024):

$$\dot{Q}_{ısı} = \left(T_g - T_ç\right) \dot{m}_{hava}\ c_p \qquad (1)$$

Burada T_g, evaporatör hava girişindeki hava sıcaklığını; $T_ç$, evaporatör hava çıkışındaki hava sıcaklığını, $\dot{m}_{hava}$ havanın kütlesel debisini ve $c_{p,hava}$, havanın özgül ısı kapasitesini ifade etmektedir.

Kondenser kapasitesi, Denklem (2) ile hesaplanabilir:

$$\dot{Q}_{kon} = \dot{m}_r(h_{kon,g}\text{-}h_{kon,ç}) \qquad (2)$$

Burada "$\dot{m}_r$" soğutucu akışkan debisi, "$h_{kon,g}$" kondenser girişindeki soğutucu akışkan entalpisi, "$h_{kon,ç}$" ise kondenser çıkışındaki soğutucu akışkan entalpisidir.

Kompresör kapasitesi, Denklem (3) ile hesaplanabilir:

$$\dot{W}_{komp} = \dot{m}_r(h_{komp,ç}\text{-}h_{komp,g}) \qquad (3)$$

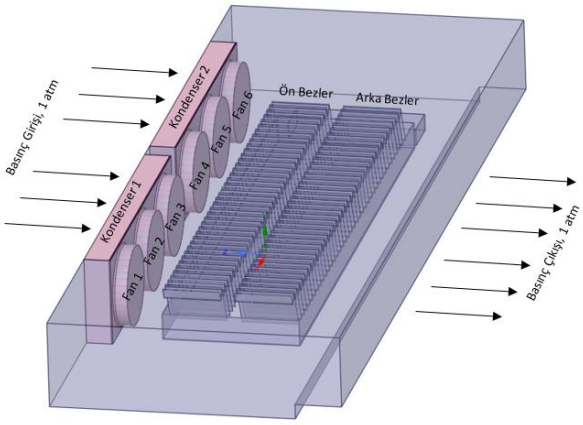
Burada "$h_{komp,g}$" kompresör girişindeki soğutucu akışkan entalpisi, "$h_{komp,ç}$" ise kompresör çıkışındaki soğutucu akışkan entalpisidir.

Soğutma Performans Katsayısı, Denklem (4) ile hesaplanır:

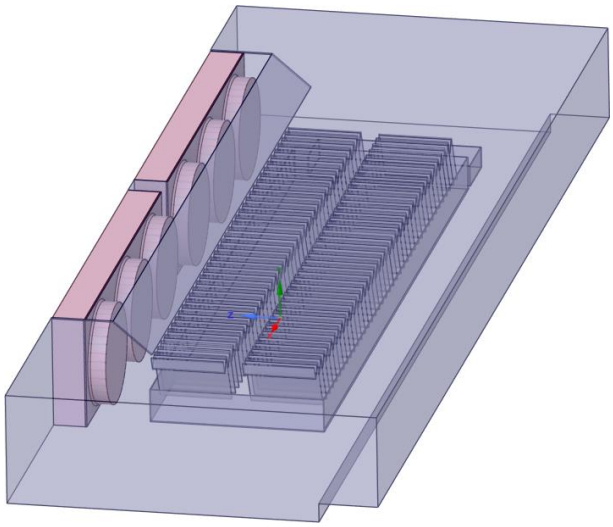
$$COP = \frac{\dot{Q}_{ısı}}{\dot{m}_r(h_{komp,ç}\text{-}h_{komp,g})} \qquad (4)$$

2.1 Sayısal Yöntem

Bu çalışmada, defroster ve fan grubunun yer aldığı bir sistemin sayısal akış ve ısı transferi analizi gerçekleştirilmiştir. Analizlerde, türbülanslı akış ve ısı transferi çözümlemesi için Reynolds ortalamalı Navier-Stokes (RANS) denklemleri kullanılmış, türbülans modellemesi için ise k-ω SST (Shear Stress Transport) modeli tercih edilmiştir. Akışkan olarak hava kabul edilmiş ve Newtonyen, sıkıştırılamaz özellikte modellenmiştir. Ele alınan analizin görseli Şekil 1'de görülmektedir.



(a)



(b)

Şekil 1. Analiz edilen test bölgeleri: a) sade kontrol hacmi, b) deflektörlü kontrol hacmi

2.2 Korunum Denklemleri

Bu çalışmada, akış sıkıştırılamaz, viskoz ve türbülanslı kabul edilmiştir. Bu çerçevede kullanılan temel denklemler aşağıda verilmiştir. Kütle korunumu 1 numaralı denklem ile, momentum korunumu 2-4 denklemleri ile, enerji korunumu ise 5 numaralı denklem ile gösterilmiştir (White, 2011). k-ω SST Türbülans Modeli kullanılarak, türbülanslı akışın viskoz etkileri ve ayrılma bölgeleri daha hassas şekilde modellenmiştir. Bu model, duvar yakınında k-ω, serbest akım bölgelerinde ise k-ε modelinin avantajlarını birleştirir.

$$\frac{\partial u}{\partial x}+\frac{\partial v}{\partial y}+\frac{\partial w}{\partial z}=0 \quad (5)$$

$$\rho\frac{du}{dt}=-\frac{\partial p}{\partial x}+\mu\left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 v}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 w}{\partial z^2}\right) \quad (6)$$

$$\rho\frac{dv}{dt}=-\frac{\partial p}{\partial y}+\mu\left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 v}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 v}{\partial z^2}\right) \quad (7)$$

$$\rho\frac{dw}{dt}=-\frac{\partial p}{\partial z}+\mu\left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 w}{\partial z^2}\right) \quad (8)$$

$$\rho c_P\frac{dT}{dt}=-\left(\frac{\partial}{\partial x}(q_x)+\frac{\partial}{\partial y}(q_y)+\frac{\partial}{\partial z}(q_z)\right)+q'' \quad (9)$$

Burada T sıcaklık, q'' birim hacim başına üretilen ısıdır.

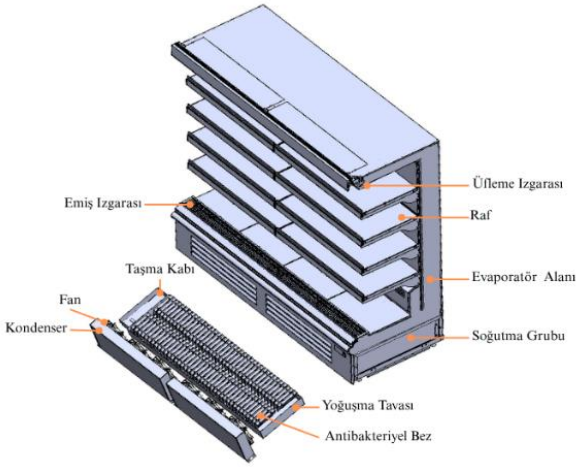
3. Materyal ve Metot

3.1 TTS'in Geometrik Yapısı

Açık TTS'in geometrik yapısı Şekil 2'de sunulmaktadır. Üstten alta doğru incelendiğinde, sistem beş teşhir bölmesi ve alt kısımda yer alan soğutma grubundan oluşmaktadır. Soğutucunun arka paneline entegre edilmiş evaporatör aracılığıyla soğutulan hava, üfleme ızgaraları ve arka panelde konumlanan açıklıklar aracılığıyla teşhir edilen ürünlere iletilmektedir. Bir miktar dış ortam havası karışan üfleme havası, emiş ızgarası vasıtasıyla evaporatöre geri dönerek tekrar soğumaktadır.

Soğutma işlemi sırasında evaporatör yüzeyinde oluşan yoğuşma suyu, yerçekimi etkisiyle dolabın alt kısmındaki soğutma grubuna yönelir. Soğutma grubunun iç yapısının görünümü Şekil 2'de gösterilmiştir. Bu bölgede kondenser, kompresör ve yoğuşma suyunun toplandığı bir yoğuşma tavası yer almaktadır. Altı adet eksenel akışlı fan ortamdaki havayı kabin içerisine çekerek antibakteriyel bezlere temas etmesini sağlamaktadır. Yoğuşma tavasının içinde yerleştirilen antibakteriyel bezler sayesinde gelen su emilerek yüzeyde tutulmakta, kondenserden iletilen sıcak hava yardımıyla buharlaştırılmaktadır.

Açık TTS ünitelerinde, kapalı sistemlere kıyasla daha fazla yoğuşma suyu oluşmaktadır. Bu nedenle, dolabın kullanılmadığı saatlerde hava perdesinin kapatılması önerilmektedir. Bu işlevi sağlamak üzere, soğutucunun üst kısmında bir gece örtüsü bulunmaktadır. İşletme saatleri dışında bu örtü aşağı çekilerek hava perdesi kapatılabilir; böylece hem içeriye dış ortam havası girişinin azaltılması hem de enerji tüketiminin düşürülmesi sağlanmaktadır.



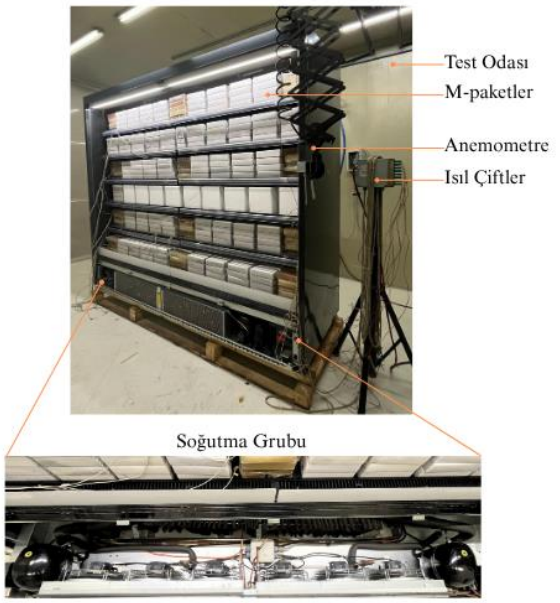
Şekil 2. Açık TTS'in geometrik yapısı

3.2 Test Metodu

Şekil 3'te görülen soğutucunun performans testi, TS EN ISO 23953-2:2024 standardı çerçevesinde gerçekleştirilmiştir. Test ortamı koşulları, standardın gerekliliklerine uygun olarak 25 °C ortam sıcaklığı ve %60 bağıl nem ve full test paketi yüklü olacak şekilde sabitlenmiştir. Tüm ölçümler kalibre edilmiş cihazlar ile gerçekleştirilmiştir. Tüm sıcaklık verileri her 60 saniyede bir kaydedilerek zamana bağlı değişimlerin izlenebilirliği

sağlanmıştır. Test faaliyetlerinde kullanılan ölçüm cihazları ve teknik özellikleri Tablo 1'de verilmiştir.

Bu testin temel amacı, yoğuşma tavasında oluşacak su miktarı ve defrost sürecinin gerçek kullanım koşullarına en yakın şekilde değerlendirilmesidir. Böylece sistemde biriken defrost suyunun davranışı, buharlaşma süresi ve enerji tüketimine etkisi gerçeğe uygun olarak analiz edilebilmiştir.



Şekil 3. Test odasındaki TTS ve test ekipmanları

Tablo 1. Testte kullanılan ölçüm cihazları ve teknik özellikleri

Cihazlar	Ölçüm aralığı	Birim	Hassasiyet
T tipi termokupl	-40 / +150	°C	±0,1
Termohigrometre	0 / +50, 0-100	°C RH %	±0,03 ±1,5%
Anemometre	0-2	m/s	±0,03
Güç ölçer	300 V 0-6 A	V_{rms} A_{rms}	±0,2% ±0,1%

4. BULGULAR

4.1 Mevcut Sistem Analizi

Mevcut sistemde defrost suyunun kondenserden çıkış havasından sağlanan atık ısı ile buharlaştırılması hedeflenmektedir. Bu süreçte antibakteriyel özellikli kumaş yüzeyler, suyun geniş bir alana yayılmasını sağlayarak buharlaşma verimini artırmaya yönelik kullanılmaktadır. Ancak analizlerde, mevcut yapının sınırlı buharlaştırma yüzeyine sahip olması ve ısı dağılımının homojen olmaması nedeniyle buharlaşmanın istenilen düzeyde gerçekleşmediğini ortaya koymuştur.

Ayrıca, kondenser çıkış havasındaki atık ısının bir kısmı bu kumaş yüzeylerine yönlendirilememekte, bu da sistem verimliliğini azaltmaktadır. Bu nedenle, sıcak hava akımını daha verimli şekilde buharlaşma yüzeyine yönlendirecek bir hava yönlendirici deflektör yapısının tasarlanması gerekliliği ortaya çıkmıştır.

4.2 HAD Analiz Bölümleri

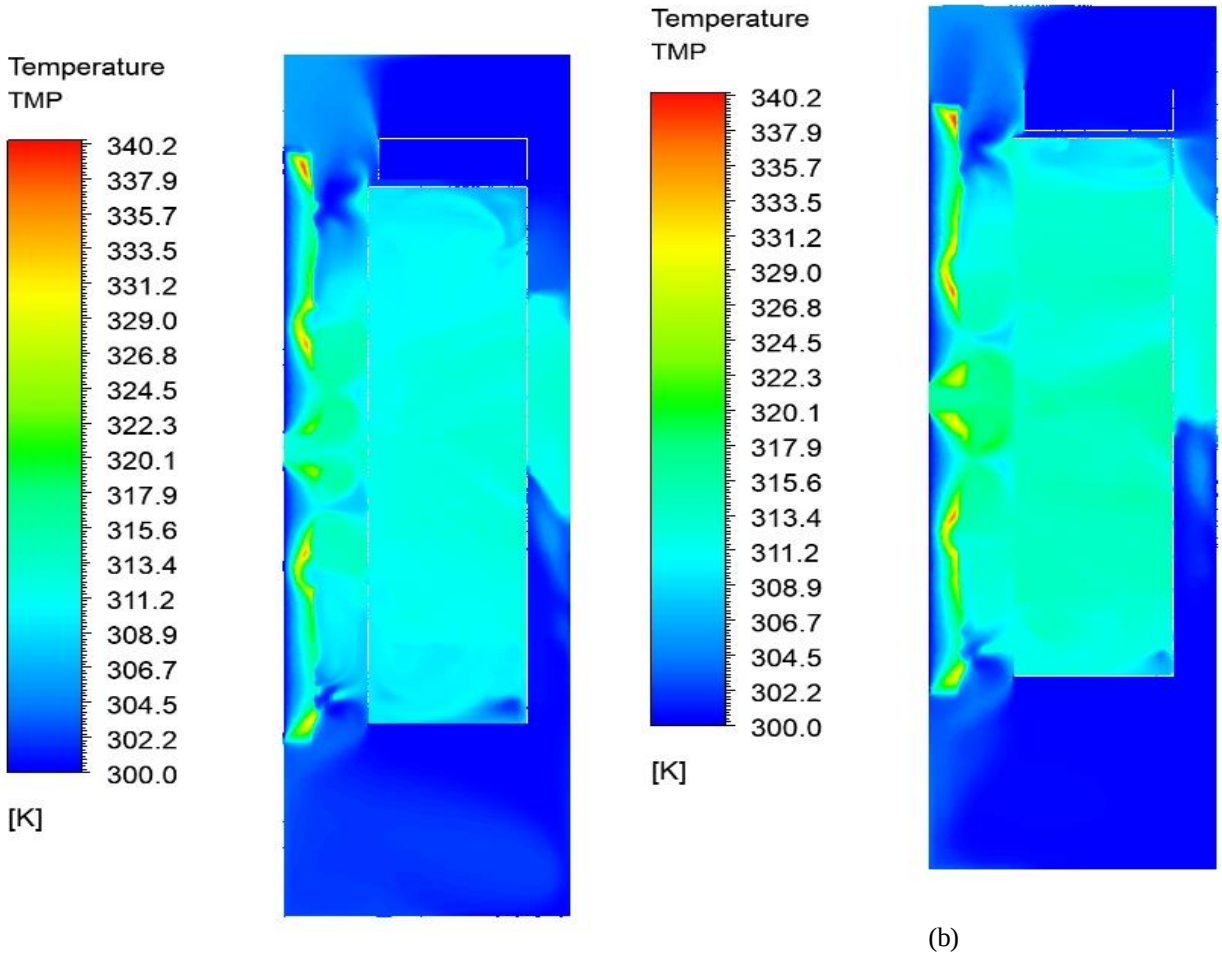
Ön ve arka bez yüzeylerinde, yüzey sürtünme katsayısı değerleri incelenmiştir. Yüzey sürtünme katsayısı akışkanın yüzeye temasa eden debi miktarı ile doğrudan orantılıdır. Bu değer sade ve deflektörlü analizlerde ön bez için sırasıyla 0,139 ve 0,155 olarak hesaplanmıştır. Arka bez için bu değerler sırasıyla 0,06 ve 0,065 olarak hesaplanmıştır. Bu durum açıkça bez ile hava temasının deflektörlü analizlerde daha güçlenmiş olduğunu göstermektedir. Ayrıca, analiz bölgesinde aynı konumlarda 2 ön bez ve 2 arka bez üzerinde olmak suretiyle alınan noktalardan sıcaklık ve hız değerleri incelenmiştir. Bu değerler, Tablo 2'de gösterilmektedir.

Tablodan da görüleceği gibi hız değerlerinde önemli ölçüde artışlar gözlenmiştir. Hızlardaki artış sıcaklık değerlerinde de etki göstermektedir.

Tablo 2. Ön ve Arka Bezlerden Alınan Hız ve Sıcaklık Değerlerinin Karşılaştırılması

Nokta Tanımı	Hız (m/s)	Sıcaklık (K)
Ön Bez 1. Nokta (Sade)	1,315	310,98
Ön Bez 1. Nokta (Deflektörlü)	5,088	312,84
Ön Bez 2. Nokta (Sade)	2,130	310,43
Ön Bez 2. Nokta (Deflektörlü)	5,068	311,99
Arka Bez 1. Nokta (Sade)	0,598	309,97
Arka Bez 1. Nokta (Deflektörlü)	1,211	312,80
Arka Bez 2. Nokta (Sade)	0,901	310,41
Arka Bez 2. Nokta (Deflektörlü)	1,790	313,54

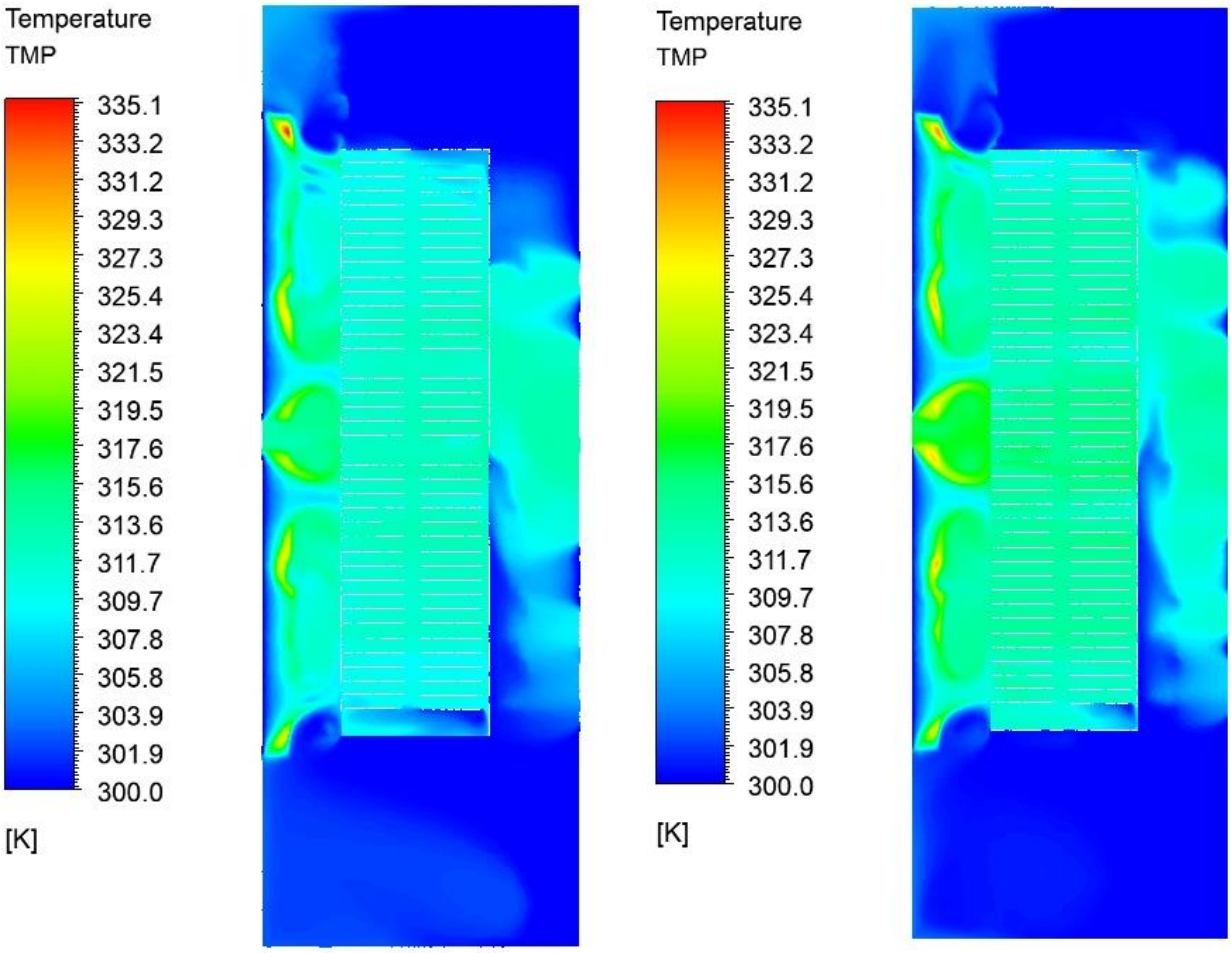
Şekil 4'de her iki sıcaklık konturunda sıcaklık dağılımında bölgesel dağılımlar benzerlik göstermektedir. Deflektörlü kontrol hacminde sıcaklık değerlerinin daha yüksek olduğu renk yoğunluğundan görülmektedir. Özellikle kumaş tavası içindeki sıcaklıklar daha yüksek ve ısıtılmamış alan daha az miktardadır.



(a) (b)

Şekil 4: 20 mm yüksekliğindeki statik sıcaklık dağılımı: a) sade kontrol hacmi ve b) deflektörlü kontrol hacmi

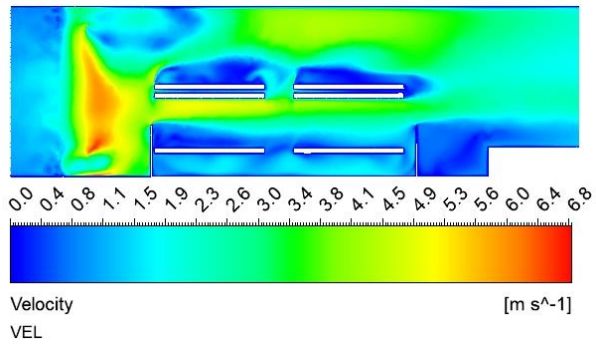
Şekil 5, Şekil 4'teki 20 mm yüksekliğindeki sıcaklık dağılımı gösteriminin 50 mm yüksekliğindeki karşılığıdır. Buradaki sıcaklık ölçeğindeki maksimum sıcaklık değeri yaklaşık 5 K düşmüştür. Bunun sebebi kondenser içindeki havanın yere yakın kısmında yığılma göstermesi ve daha fazla ısınmasından kaynaklanmaktadır. Deflektörlü kontrol hacminde ısıtılmamış alan daha az miktarda olduğu görülmektedir. Bunun sebebi, deflektörün havayı kumaş tavasına daha iyi yönlendirerek kondenserden atılan ısının daha iyi değerlendirilmesini sağlamasıdır. Sade kontrol hacminde ise havanın önemli bölümü kumaşlara iyi temas edemeden analiz bölgesinden ayrılmaktadır. Sıcaklık yoğunluğu 20 mm yükseklikte gözlendiği gibi 50 mm yükseklikte de deflektörlü hacimde daha fazladır.



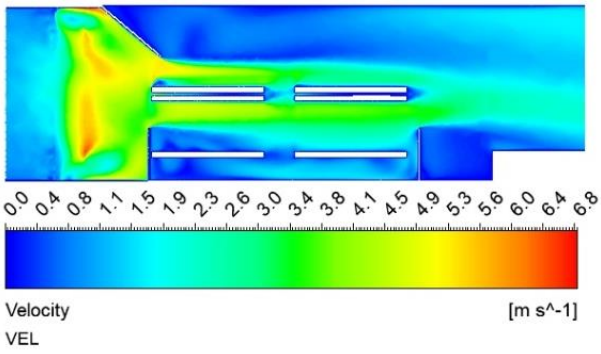
(a) (b)

Şekil 5: 50 mm yüksekliğindeki statik sıcaklık dağılımı: a) sade kontrol hacmi ve b) deflektörlü kontrol hacmi

Şekil 6, akışa paralel orta düzlemden alınan hız büyüklüğü değerlerini göstermektedir. Deflektörün katkısı bu şekilde açıkça görülmektedir. Akışın büyük çoğunluğu deflektör olmayan durumda bezlerin üzerinden akıp bölgeyi terkederken, deflektör akışı bezlere yönlendirmiştir ve hava temasını arttırmıştır. Bunun sonucu olarak ısı transferinin arttığı ve bezlerin daha iyi ısınarak kuruma gerçekleştireceği düşünülmektedir. Tablo 2'de deflektörlü analizdeki yüksek hız ve sıcaklık değerlerinin sebebi Şekil 6'da daha açık bir şekilde görülmektedir.



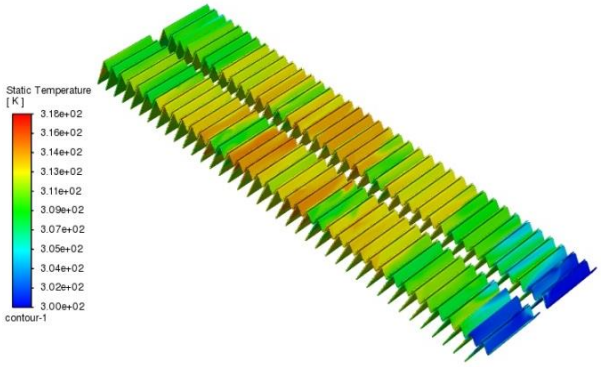
(a)



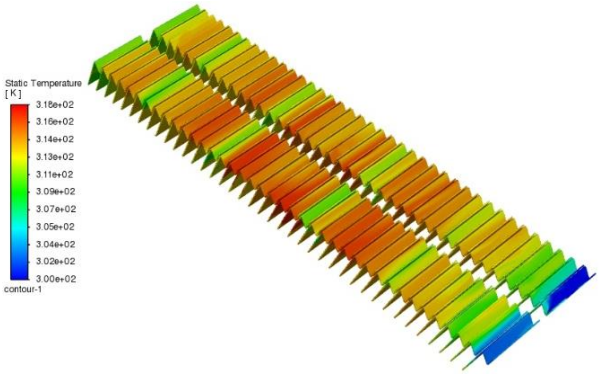
(b)

Şekil 6: Orta düzlemden alınan hız dağılımı: a) sade kontrol hacmi ve b) deflektörlü kontrol hacmi

Sadece bezler seçilerek yüzey sıcaklık dağılımı Şekil 7'de incelenmiştir. Şekil 7'de görüldüğü gibi deflektörün etkisi kumaş yüzey sıcaklığını önemli ölçüde arttırmaktadır. Çünkü, kondenserden çıkan atık ısılı havanın büyük çoğunluğu sade tasarımda kumaşlara değmeden sistemi terk ederken, deflektörün varlığı sıcak havanın kumaşlarla doğrudan temasını sağlamaktadır. Sonuç olarak kumaşlar daha iyi ısınabilmektedir. Bu durum, kumaşların kurutulmasında olumlu yönde etki sağlayacaktır. Şekil 7, bu çalışmanın ana amacının başarı ile sonuçlandığının bir göstergesi olarak kabul edilmektedir. Atık ısı daha verimli bir şekilde kumaşlarla temas ettirilerek kumaşların kurutulması arttırılmıştır. Bu sayede PTC rezistansı daha az çalışacak ve soğutma sisteminin bütünsel verimi artmış olacaktır.



(a)



(b)

Şekil 7: Ön ve arka kumaş yüzey sıcaklıkları dağılımı: a) sade kontrol hacmi ve b) deflektörlü kontrol hacmi

5. SONUÇLAR VE TARTIŞMALAR

Bu çalışmada, plug-in TTS'lerde defrost işlemi sırasında oluşan yoğuşma suyunun daha verimli şekilde uzaklaştırılmasına yönelik bir tasarımı sunulmuştur. Mevcut yoğuşma tavasına entegre edilen deflektörlü yapı sayesinde, kondenser çıkış havasının kumaş yüzeylerle daha etkin teması sağlanarak buharlaşma süreci hızlandırılmış ve elektrikli rezistans kullanımına olan ihtiyaç azaltılmıştır.

HAD analizleri sonucundaki Tablo 2'deki hız ve sıcaklık değerleri incelendiğinde, deflektörlü tasarımın hava akışını kumaş yüzeylerine daha etkin şekilde yönlendirdiği açıkça görülmektedir. Özellikle ön bez bölgelerinde hız değerlerinde 1. Noktada yaklaşık 4,5 2. noktada ise 2,4 kata kadar artarken, sıcaklık değerlerinde de ise 1,86 ve 1,56 K'lik bir yükseliş gözlenmiştir.

Benzer şekilde, arka bez bölgelerinde deflektörle birlikte hızlar yaklaşık iki katına kadar çıkmış, sıcaklıklar ise 3 K'e varan artış göstermiştir. Ön ve arka bez bölgelerinde ölçülen hız ve sıcaklık değerleri, deflektörle birlikte hava temasının güçlendiğini ve kumaş yüzeylerinin daha sıcak olduğunu göstermektedir. Söz konusu yapı sayesinde kumaşlardaki ortalama sıcaklık 11 K artarken,

maksimum yüzey sıcaklığı 315 K olarak hesaplanmıştır. Hız bileşenlerindeki artışların kütle transferinin de artırdığı söylenebilmektedir. Deflektörlü tasarımın hava akışını daha homojen ve kumaşlara yönlendirdiğini görülmektedir. Mevcut sistemde kondenser fanlarındaki atık ısının bir kısmı yoğuşma tavasın dışına dökülmektedir. Yeni tasarım deflektörle birlikte atık ısının büyük oranda kumaş yüzeylerine yönlendirilmesi kurutma verimini de artırmıştır.

Sonuç olarak geliştirilen bu tasarımın eko-dizayn direktifleri ile uyumlu olduğu, EVE değerini pozitif yönde etkileyerek TTS'in enerji etiketi sınıflandırmalarında iyileştirmeler sağlayabileceği öngörülmektedir. Bu yönüyle yeni tasarımın hem çevresel sürdürülebilirlik açısından hem de düzenleyici mevzuatlara uygunluk açısından değerli katkılar sunmaktadır.

TEŞEKKÜR

Çalışmaya vermiş oldukları desteklerinden dolayı Baykar Teknoloji ve Nurdil Teknik Soğutma'ya teşekkür ederiz.

KISALTMALAR VE SEMBOLLER

COP	Soğutma Performans Katsayısı
EVE	Enerji Verimliliği Endeksi
HAD	Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği
TTS	Teşhir Tipi Soğutucu
c_p	Özgül ısı kapasitesi (kJ/kgK)
$h_{komp,ç}$	Kompresör çıkış soğutucu akışkan entalpisi (kJ/kg)
$h_{komp,g}$	Kompresör giriş soğutucu akışkan entalpisi (kJ/kg)
$h_{kon,ç}$	Kondenser çıkış soğutucu akışkan entalpisi (kJ/kg)
$h_{kon,g}$	Kondenser giriş soğutucu akışkan entalpisi (kJ/kg)
$\dot{m}_{hava}$	Havanın kütlesel debisi (kg/s)
$\dot{m}_r$	Soğutucu akışkan kütlesel debisi (kg/s)
p	Basınç (Pa)
$\dot{Q}_{ısı}$	Soğutma yükü (kJ/s)
$\dot{Q}_{kon}$	Kondenser kapasitesi (kJ/s)
q''	Birim hacme düşen ısıl güç (W/m^3)
q_x	x yönündeki ısı akısı (W/m^2)
q_y	y yönündeki ısı akısı (W/m^2)
q_z	z yönündeki ısı akısı (W/m^2)
T	Zaman (s)
T	Sıcaklık (K)
$T_ç$	Evaporatör çıkış hava sıcaklığı (K)
T_g	Evaporatör giriş hava sıcaklığı (K)
$\dot{W}_{\text{komp}}$	Kompresör kapasitesi (kJ/s)
u	Hızın x yönündeki bileşeni (m/s)
v	Hızın y yönündeki bileşeni (m/s)
w	Hızın z yönündeki bileşeni (m/s)
μ	Dinamik vizkosite (kg/m.s)
ρ	Yoğunluk (kg/m^3)

KAYNAKLAR

Aktaş, M., Erten, S., Demirci, E., Kılıç, E., & Erdoğmuş, F. (2021). Doğrudan Satış İşlevli Endüstriyel Soğutma Sistemlerinde Enerji Verimliliğinin Arttırılması ve Çevresel Etkilerin Azaltılmasına Yönelik Yapılan Çalışmalar. *Teknoloji ve Mühendislik Bilimlerine Güncel Bakış*, Dr. Öğr. Üyesi Abdul Vahap Korkmaz, Editör, İksad Yayınevi, Ankara, Ss.49-99, 2021.

Aktaş, M., Karyeyen, S., Okur, A., & Erdoğmuş, F. N. (2023). Numerical analysis of air flow in an industrial refrigeration system and its effect on energy consumption. *Gazi University Journal of Science*, 36(3), 1259-1275.

Bansal, P. K., & Xie, G. (1999). A simulation model for evaporation of defrosted water in household refrigerators. *International Journal of Refrigeration*, 22(4), 319-333.

Deniz, Z., Aktaş, M., Erten, S., Erdoğmuş, F. N., & Öder, M. (2023). TTS'ler için Yoğuşma Tavasında Kanatçıklı Boru Tasarımı ile Atık Isı Geri Kazanımının Analizi: Enerji Verimliliği Üzerindeki Etkileri. *International Journal of Innovative Engineering Applications*, 7(1), 52-61.

Dong, L., Li, M., Dang, C., Li, Y., Niu, J., & Wang, Q. (2024). Experimental study on the characteristics of frost formation and defrosting water retention between vertical double surfaces with different wettability. *Applied Thermal Engineering*, 257, 124158.

Erten, S., Öder, M., Aktaş, M., Şevik, S., & Şensoy, B. (2024). Design and experimental analysis of condensate pan for plug-in refrigerated display cabinets: Improving drying efficiency. *Applied Thermal Engineering*, 248, 123198.

Foster, A. M., Madge, M., & Evans, J. A. (2005). The use of CFD to improve the performance of a chilled multi-deck retail display cabinet. *International Journal of Refrigeration*, 28(5), 698-705.

Huang, S., Chen, Q., Liu, G., Liu, J., Yan, G., Hu, X., Ma, H. (2024). Performance improvement for an open refrigerated display cabinet by limited coverage on the air curtain opening, *International Journal of Refrigeration*, Volume 158, 2024, Pages 111-123, ISSN 0140-7007.

Jhee, S., & Lee, K. S. (2001). Defrosting Behavior of Fin-Tube Heat Exchanger with PTC Heating Sheet.

International Journal of Air-Conditioning and Refrigeration, 9(1), 29-38.

Kim, M.-H., Kim, H., Kim, D-R., & Lee, K.-S., (2016). A novel louvered fin design to enhance thermal and drainage performances during periodic frosting/defrosting conditions. *Energy Conversion and Management*, 110, 494–500.

Li, D., Qian, C., Gao, S., Zhao, X., & Zhou, Y. (2017). Self-propelled drop jumping during defrosting and drainage characteristic of frost melt water from inclined superhydrophobic surface. *International Journal of Refrigeration*, 79, 25-38.

Li, F., Wu, S., Ma, Z., Zhao, R., & Huang, D. (2022). Effect of surface coating on defrosting water drainage characteristics of vertical-fin microchannel frosting evaporator. *Applied Thermal Engineering*, 208, 118220.

Navaz, H. K., Henderson, B. S., Faramarzi, R., Pourmovahed, A., & Taugwalder, F. (2005). Jet entrainment rate in air curtain of open refrigerated display cases. *International Journal of Refrigeration*, 28(2), 267-275.

Rahman, M. A., & Jacobi, A. M. (2012). Drainage of frost melt water from vertical brass surfaces with parallel microgrooves. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 55(5–6), 1596–1605.

Şensoy, B., Aktaş, M., Aktaş, A., Güven, Y., Aktekeli, B., Erten, S., & Şevik, S. (2025). Experimental analysis of energy-saving and eco-friendly refrigeration system design with condensate water management. *Applied Thermal Engineering*, 271, 126315.

Wang, Y., Zheng, Y., Hu, X., Liu, S., Li, X., & Wang, Q. (2024). Impact of condensate water recycling on the performance of open refrigerated display cabinet. *Case Studies in Thermal Engineering*, 54, 104022.

White, F. M. (2011). *Fluid Mechanics*, 7th ed., McGraw-Hill, ISBN 978-0-07-352934-9.

Yang, Y., Zhuang, D., & Ding, G. (2019). Effect of surface wettability of fins on dust removal by condensate water. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 130, 1260-1271.

Zhou, Q., Wang, H., Liu, S., Wei, H., & Hu, G. (2024). Assessment of the heat transfer efficiency of perforated louvered fins for improved drainage. International Journal of Heat and Mass Transfer, 228, 125654.

ULIBTK'25 Uluslararası Katılımlı 25. Isı Bilimi ve Tekniği Kongresi

10-12 Eylül 2025, ADANA

ELEKTROSPREY SOĞUTMA İLE ÖZGÜN LATİS ISI ALICISININ OPTİMİZASYONU VE PERFORMANS ANALİZİ

Rıdvan YAKUT*, Jülide ERKMEN, Fatih ALİBEYOĞLU***

Kafkas Üniversitesi, Mühendislik Mimarlık Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 36100, Merkez, Kars, ryakut@kafkas.edu.tr , falibeyoglu@kafkas.edu.tr

**Kafkas Üniversitesi, Mühendislik Mimarlık Fakültesi, Kimya Mühendisliği Bölümü, 36100, Merkez, Kars, jerkmen@kafkas.edu.tr

Özet: Son çeyrek asırda elektronik ekipmanların boyutlarının küçülmesiyle birlikte, işlem kapasiteleri ve hızları önemli ölçüde artmıştır. Bu gelişme, söz konusu sistemlerin ısı akılarının yükselmesine neden olarak ekipmanların performansında düşüşe ve kullanım ömürlerinin kısalmasına yol açmaktadır. Literatürde, yüksek ısı akısına sahip sistemlerin soğutulmasına yönelik çalışmalar kapsamında, yüksek soğutma kapasitesi ve verimliliği ile öne çıkan yöntemlerden biri sprey soğutmadır. Ancak, bu yöntem yüksek güç gereksinimi ve damlacıkların yüzeyden sekmesi nedeniyle verim kayıplarına neden olmaktadır.

Bu dezavantajları gidermek amacıyla geliştirilen elektrosprey soğutma, daha verimli bir soğutma sağlayarak geleneksel sprey soğutmanın sınırlamalarını aşmaktadır. Bu çalışmada, Seçici Lazer Eritme (SLE) yöntemi ile üretilen özel tasarıma sahip latis ısı alıcısının soğutma performansı, Yanıt Yüzey Yöntemi (YYY) ve Box-Behnken tasarımı kullanılarak optimize edilmiştir. Çalışmada değişken parametreler olarak debi, gerilim ve nozul-plaka mesafesi ele alınmış olup, elde edilen sonuçların yüksek ısı akısına sahip sistemlerin etkin soğutulması açısından ümit verici olduğu belirlenmiştir.

Anahtar Kelimler: Elektrosprey, ısı alıcı, soğutma performansı, yanıt yüzey yöntemi, optimizasyon.

OPTIMIZATION AND PERFORMANCE ANALYSIS OF A NOVEL LATTICE HEAT SINK USING ELECTROSPRAY COOLING

Abstract: In the last quarter-century, with the miniaturization of electronic equipment, their processing capacities and speeds have increased significantly. This development has led to higher heat fluxes in these systems, resulting in decreased equipment performance and shortened service life. In the literature, among studies focused on cooling systems with high heat flux, spray cooling stands out due to its high cooling capacity and efficiency. However, this method causes efficiency losses due to its high-power requirements and droplet rebound from the surface.

To overcome these disadvantages, electrospray cooling has been developed, providing more efficient cooling and addressing the limitations of conventional spray cooling. In this study, the cooling performance of a uniquely designed lattice heat sink produced by the Selective Laser Melting (SLM) method was optimized using the Response Surface Methodology (RSM) and Box-Behnken design. In the study, flow rate, voltage, and nozzle-to-plate distance were considered as variable parameters, and the results obtained have been found promising for effective cooling of systems with high heat flux.

Keywords: Electrospray, heat sink, cooling performance, response surface methodology, optimization

GİRİŞ

Elektronik cihazların artan işlem hızları ve küçülen boyutları, özellikle yüksek ısı akısına sahip mikro ölçekli bileşenlerde etkin bir termal yönetimi zorunlu kılmaktadır. İşlemciler, güç elektroniği, LED sistemleri ve MEMS cihazları gibi birim hacim başına yoğun enerji üreten teknolojilerde, bileşen sıcaklığındaki her 10 °C'lik artış, cihaz ömrünü neredeyse yarıya indirebilmektedir (Feng et al., 2018; Moore and Shi, 2014). Bu nedenle, güvenilir ve yüksek performanslı ısı giderim sistemlerinin geliştirilmesi, modern elektroniklerin sürdürülebilirliği açısından kritik öneme sahiptir.

Kapsamlı literatür incelemeleri, geleneksel soğutma yöntemlerinin (doğal ve zorlanmış konveksiyon, sıvı soğutmalı sistemler vb.) yüksek ısı akısı altında yetersiz kaldığını ortaya koymuştur (Khattak and Ali, 2019; Sadique et al., 2022). Bu yetersizlik, özellikle yüzey sıcaklıklarının kritik eşikleri aşması durumunda görülen termal direnç artışı ve sıcaklık homojensizliğiyle ilişkilidir. Bu bağlamda, sprey soğutma sistemleri gibi

gelişmiş aktif soğutma teknikleri öne çıkmaktadır. Sprey soğutma, yüksek yüzey alanı ile düşük termal direnç sağlaması açısından umut vericidir; ancak bu yöntemde sıvı damlacıkların yüzeyden geri sekmesi, düşük damlacık tutunabilirliği ve yüksek pompalama enerjisi gibi sınırlayıcı faktörler bulunmaktadır (Kim, 2007).

Bu sınırlamaları aşmak üzere geliştirilen elektrohidrodinamik (EHD) sprey sistemleri, yüksek gerilim altında sıvının mikro ve nano boyutlu damlacıklara ayrılmasıyla karakterize edilen bir atomizasyon tekniği sunar. Elektrosprey olarak da bilinen bu yöntem, düşük akımla çalışarak enerji verimliliği sağlarken, oluşturduğu yüklenmiş damlacıkların yüzeye daha iyi tutunması sayesinde buharlaşma tabanlı ısı transferini artırmaktadır (Deng and Gomez, 2011; Yakut, 2024). Ayrıca, düşük debiyle çalışabilme yeteneği sayesinde sıvı tüketimi ve sistem boyutları azaltılabilir (Gibbons and Robinson, 2017).

EHD-sprey soğutma sistemlerinin performansı; nozul geometrisi, sayısı, uygulanan gerilim ve sıvı debisi gibi birçok değişkenle doğrudan ilişkilidir. Literatürde, bu parametrelerin ayrı ayrı incelendiği çok sayıda çalışma yer almakla birlikte (Tian et al., 2023; Wang et al., 2022) parametreler arası etkileşimlerin optimize edildiği kapsamlı çok değişkenli deneysel çalışmalar sınırlıdır. Ayrıca, EHD-sprey sistemlerinin çoğu çalışmada düz yüzeyler üzerinde test edildiği; yüzey alanı artırılmış, özel geometrili ısı alıcılarla yapılan çalışmaların ise oldukça az olduğu görülmektedir (Kabakuş and Yakut, 2024; Yakut, 2024).

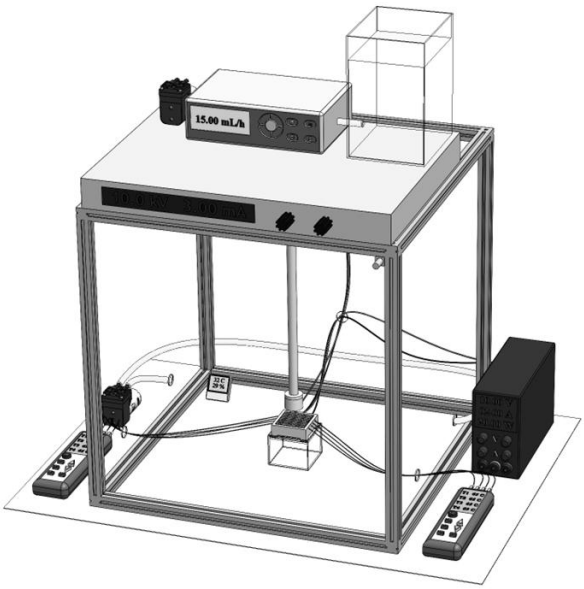
Yüzey alanı artırılmış özel tasarımlı ısı alıcıların EHD sistemleriyle entegrasyonu, hem pasif (geometrik) hem de aktif (elektriksel) ısı transferini aynı anda artırabilecek potansiyel sunmaktadır (Alihosseini et al., 2021).Özellikle Seçici Lazer Eritme (SLE) gibi eklemeli imalat yöntemleri, klasik üretim yöntemleriyle elde edilmesi zor olan kafes (latis) yapılı ısı alıcıların üretimini mümkün kılmakta ve bu yapıların türbülans artırıcı etkisi sayesinde yüzey soğutma performansı önemli ölçüde geliştirilebilmektedir (Martín and Martín-González, 2012; Yakut, 2024).

Bu çalışmada, özgün latis yapılı ısı alıcıların EHD-sprey soğutma koşulları altındaki performansları optimize edilmiştir. Çalışmada kullanılan değişkenler; nozul sayısı, uygulanan gerilim ve sıvı debisidir. Yanıt Yüzey Yöntemi (YYY) kapsamında Box–Behnken Tasarımı (BBD) kullanılarak çok değişkenli deneysel analiz gerçekleştirilmiş ve en yüksek ısı transfer katsayısı sağlayan parametre kombinasyonu belirlenmiştir. Elde edilen sonuçlar, hem kompakt sistemler için etkili bir soğutma stratejisi sunmakta hem de EHD teknolojisinin latis yapılarla entegrasyonunun pratik uygulanabilirliğini göstermektedir

MATERYAL VE METOD

Bu çalışmada, konik jet modunda çalışan elektrosprey soğutma sistemi tasarlanmış ve çok nozullu yapı ile optimize edilmiş bir deney düzeneği oluşturulmuştur. Sistem, yüksek gerilimle çalıştığı için güvenlik kriterleri göz önünde bulundurularak özel olarak yapılandırılmıştır. Atomizasyon işlemi için 30 W çıkış gücüne sahip bir doğru akım (DC) yüksek gerilim güç kaynağı kullanılmıştır. Isı alıcılarının küçük taban alanı (5 × 5 cm) nedeniyle test alanında biriken yüksek gerilimin güvenli şekilde dağıtılması amacıyla ısı alıcıları topraklama hattına bağlanmıştır.

Deney düzeneği, 50 × 50 × 50 cm boyutlarında ve PVC taban plakasıyla izole edilmiş bir güvenlik kabini içerisinde konumlandırılmıştır. Kabin, olası elektriksel ve buharlaşan sıvı kaynaklı risklere karşı elektronik güvenlik sensörleriyle donatılmıştır. Sistem içinde oluşabilecek hava akışı ve nem değişimlerinin deney sonuçlarına etkisini önlemek amacıyla, hava girişleri alt köşelere, çıkışlar ise üst kısımlara yerleştirilmiş ve bu bölgelerdeki hızlar optimize edilmiştir. Deney süresince kabin içi nem düzeyi dijital nem ölçer ile sürekli takip edilmiştir.



Şekil 1. Deney setinin şematik görünümü

Isı alıcı olarak, Seçici Lazer Eritme (SLE) yöntemiyle üretilmiş kafes (latis) yapılı özgün geometriler kullanılmıştır. AlSi10Mg alaşımından imal edilen bu yapılar, yüksek yüzey alanı ve üç boyutlu türbülans etkisi sayesinde ısı transfer performansını artırmaktadır (Alihosseini et al., 2021; Martín and Martín-González, 2012; Yakut, 2024). Latis yapılar, pasif soğutma bileşeni olarak aktif sprey sistemlerle entegre edildiğinde, yüzey alanı ve buharlaşma verimi açısından çarpan etkisi yaratmaktadır (Kabakuş and Yakut, 2024; Kim, 2007).

Sıvı atomizasyonu için 27G çapında paslanmaz çelik kapiller nozullar kullanılmış ve bu nozullar, yüksek elektriksel yalıtım ve ısı direncine sahip PEEK malzeme üzerine entegre edilmiştir. Nozul girişlerinde açılan mikro kanallar, sıvının merkezi rezervuardan eşit şekilde dağılmasını sağlamıştır. Akışkan beslemesi, düşük debilerde hassas kontrol imkânı sunan infüzyon pompası ile gerçekleştirilmiştir (Gibbons and Robinson, 2017; Yakut, 2024).

Isıtma ünitesi olarak, 5 × 5 cm boyutlarında seramik ısıtıcılar kullanılmış ve bu ısıtıcılara sabit güç, dijital gerilim regülatörüyle sağlanmıştır. Sistem Biot sayısının 0.1'in altında olması nedeniyle, ısı alıcısının alt ve üst yüzeyleri arasındaki sıcaklık farkı ihmal edilmiştir (Çengel 2007). Yüzey sıcaklıkları, ısı alıcısının altına yerleştirilen sekiz adet K tipi termokupl ile ölçülmüş; termokupların oluşturabileceği termal dirençleri önlemek için araya termal macun uygulanmıştır. Isı alıcısının yan yüzeylerinden olası ısı kayıplarını azaltmak için ise PEEK malzemeden üretilmiş bir yalıtım platformu kullanılmıştır (Alihosseini et al., 2021; Martín and Martín-González, 2012).

Çalışmada, Yanıt Yüzey Yöntemi Box–Behnken deney tasarımı (BBD) uygulanmıştır. Değişken parametreler olarak nozul sayısı, uygulanan gerilim ve debi kullanılmış; yanıt değişkeni olarak ise ısı transfer katsayısı belirlenmiştir. Her bir parametre üç düzeyde (-1, 0, +1) modellenmiş ve ANOVA analizi ile istatistiksel anlamlılık değerlendirilmiştir. Deneysel doğruluk için üç merkez nokta tekrarlanmıştır.

Tablo 1. Deney düzeni (NS: Nozul Sayısı, Debi: D, G: Gerilim)

Sıra	NS	D	G	h
1	3	30	4	79
2	5	30	4	80
3	3	50	4	94
4	5	50	4	92
5	3	40	3	83
6	5	40	3	82
7	3	40	5	87
8	5	40	5	88
9	4	30	3	77
10	4	50	3	89
11	4	30	5	81
12	4	50	5	100
13	4	40	4	87
14	4	40	4	86
15	4	40	4	86

Optimizasyon Hesaplamaları

Çoklu yanıt problemlerinin modellenmesinde, YYY kapsamında aktif parametreler ile yanıt değişkeni arasında bir fonksiyon tanımlanmalıdır (Türkşen and Apaydın, 2012). Gerçek yanıt bilinmediğinden, bağımsız değişkenler ile yanıt değişkeni arasında uygun bir model bulunmalıdır. Eğer yanıt değişkeni, bağımsız değişkenlerle doğrusal bir ilişki içerisindeyse, bu ilişki aşağıdaki Eş. (1)'de gösterildiği gibi birinci dereceden bir fonksiyonla ifade edilir (Ergül et al., 2019):

$$y = \beta_0 + \beta_1 x_1 + \beta_2 x_2 + \cdots + \beta_k x_k + \varepsilon \quad (1)$$

Eğer sistemin performansı, yanıt yüzeyinde eğrilik olduğunda daha iyi oluyorsa, bu durumda yanıt değişkeni (y), Eş. (2)'de gösterildiği gibi ikinci dereceden bir polinom olarak ifade edilir (Myers et al., 2016):

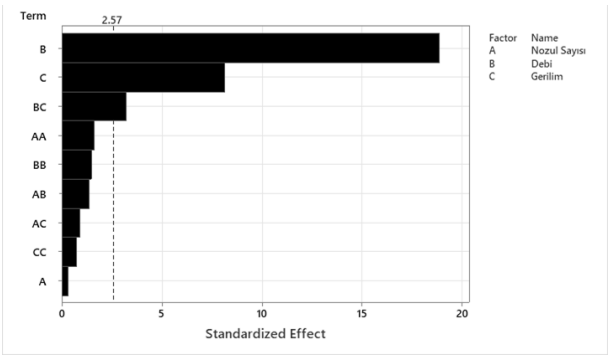
$$\mathrm{y} = \beta_0 + \sum_{\mathrm{j}=1}^{\mathrm{z}} \beta_{\mathrm{j}} \mathrm{k}_{\mathrm{j}} + \sum_{\mathrm{j}=1}^{\mathrm{z}} \beta_{\mathrm{jj}} \mathrm{k}_{\mathrm{j}}^2 + \sum_{\mathrm{i}}^{\mathrm{z}-1} \sum_{\mathrm{j}}^{\mathrm{z}} \beta_{\mathrm{ij}} \mathrm{k}_{\mathrm{i}} \mathrm{k}_{\mathrm{j}} + \mathrm{e} \quad (2)$$

Denklem 15'te bilinmeyen regresyon katsayıları β_0, β_1, β_2,… şeklinde ifade edilirken, karar değişkenleri x_i ve x_j (i = 1, 2, … , k ve j = 1, 2, … , k) olarak gösterilmiştir. ε ise hata terimini temsil etmektedir (Myers et al., 2016) .

BULGULAR VE TARTIŞMALAR

Regresyon modelinin varyans analizi sonuçlarına göre, modelin P değeri 0 olarak bulunmuştur ve bu da modelin son derece anlamlı olduğunu göstermektedir. ANOVA sonuçlarında P değerinin çok düşük ve 0.05'ten küçük olması, modelin istatistiksel olarak yüksek derecede anlamlı olduğunu ortaya koymaktadır (Erkmen et al., 2024). Tablo 2'de, modelin uyum kalitesini gösteren R^2 katsayısı ve çoklu korelasyon katsayısı R değerleri verilmiştir. Düzeltilmiş R^2 değeri (0.9686), bağımsız değişkenlerin, ısı iletkenliğindeki toplam değişimin %96.86'sını açıkladığını ve yalnızca yaklaşık %3.14'lük kısmın açıklanamadığını göstermektedir. Çoklu korelasyon katsayısı R'nin 1'e yakın olması, modelin deneysel verilerle tahmin edilen değerler arasındaki ilişkiyi güçlü şekilde temsil ettiğini göstermektedir. Burada, R^2 değerinin (0.9888) yüksek olması, yanıt değişkeninin deneysel ve tahmin edilen değerleri arasında güçlü bir ilişki olduğunu kanıtlamaktadır. Uyum eksikliği, modelin regresyon noktaları dışındaki verileri yeterince temsil edemediğini ifade eder. Varyans analizi tablosunda P değeri 0.05'ten büyük olan parametreler model açısından anlamlı kabul edilmez ve bu terimler model denkleminden çıkarılmalıdır. Çoklu regresyon analizi yöntemleri kullanılarak, ısı transfer katsayısı için tahmin edilen yanıt, varyans analizi tablosunda anlamsız etkiler çıkarıldıktan sonra Eş. (3) numaralı denklemle elde edilebilir.

$$h = 61{,}3 + 0{,}34D - 2{,}54G + 0{,}175DxG \quad (3)$$



Şekil 2. Yanıtın ısı transfer katsayısının olduğu standartlaştırılmış etkilerin pareto grafiği (α=0.05)

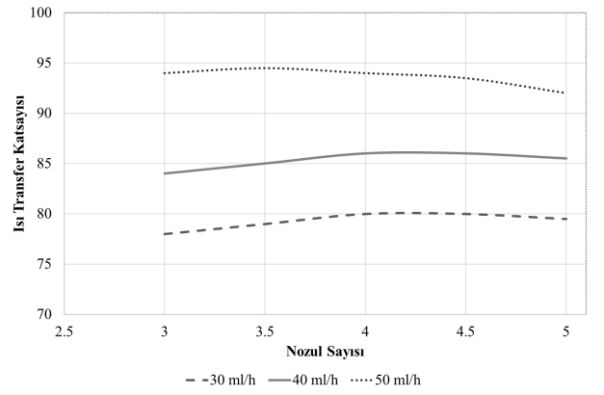
Grafikte, nozul sayısının ve debinin ısı transfer katsayısı üzerindeki etkisi incelenmiştir. Üç farklı debi değeri (30 ml/h, 40 ml/h ve 50 ml/h) için elde edilen sonuçlar, nozul sayısı arttıkça ısı transfer katsayısının önce arttığını, yaklaşık 4 nozul sayısından sonra ise hafif bir azalma eğilimi gösterdiğini ortaya koymaktadır. Debi arttıkça, ısı

transfer katsayısının genel olarak yükseldiği görülmektedir. En yüksek ısı transfer katsayısı değerleri 50 ml/h debide elde edilirken, en düşük değerler 30 ml/h debide gözlemlenmiştir. Tüm debiler için optimum ısı transfer katsayısı, nozul sayısının 4 olduğu durumda elde edilmiştir.

Tablo 2. Varyans analizi sonuçları

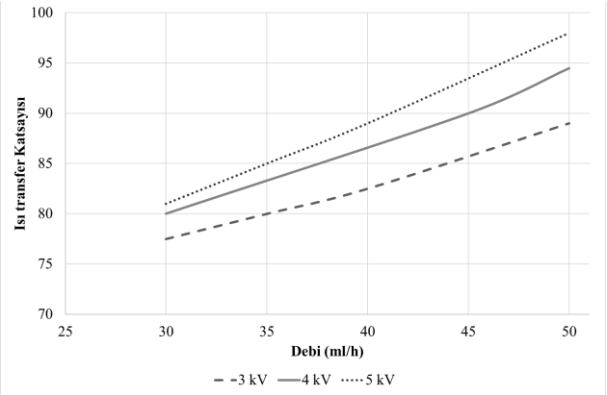
Kaynak	DF	Adj SS	Adj MS	F-Değeri	P-Değeri
Model	9	521,017	57,891	48,92	0
Lineer	3	498,75	166,25	140,49	0
NS	1	0,125	0,125	0,11	0,758
D	1	420,5	420,5	355,35	0
G	1	78,125	78,125	66,02	0
Kare	3	6,767	2,256	1,91	0,247
NS^2	1	3,103	3,103	2,62	0,166
D^2	1	2,564	2,564	2,17	0,201
G^2	1	0,641	0,641	0,54	0,495
2 Yönlü Etkileşim	3	15,5	5,167	4,37	0,073
NS×D	1	2,25	2,25	1,9	0,226
NS×G	1	1	1	0,85	0,4
D×G	1	12,25	12,25	10,35	0,024
Hata	5	5,917	1,183		
Uyum eksikliği	3	5,25	1,75	5,25	0,164
Saf hata	2	0,667	0,333		
Toplam	14	526,933			
R-kare: 98,88					
R-kare(sıf.): 96,86					

Bu sonuçlar, sistemin maksimum verim için belirli bir nozul sayısına kadar olumlu yanıt verdiğini, bu noktadan sonra ise verim artışının durarak hafif bir düşüş eğilimi gösterdiğini ortaya koymaktadır.



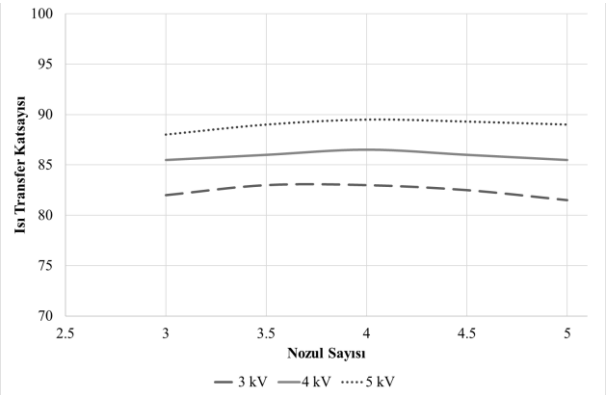
Şekil 3. Farklı akış debilerinde ısı transfer katsayısının nozul sayısı ile değişimi

Grafikte, nozul sayısının ve debinin ısı transfer katsayısı üzerindeki etkisi incelenmiştir. Üç farklı debi değeri (30 ml/h, 40 ml/h ve 50 ml/h) için elde edilen sonuçlar, nozul sayısı arttıkça ısı transfer katsayısının önce arttığını, yaklaşık 4 nozul sayısından sonra ise hafif bir azalma eğilimi gösterdiğini ortaya koymaktadır. Debi arttıkça, ısı transfer katsayısının genel olarak yükseldiği görülmektedir. En yüksek ısı transfer katsayısı değerleri 50 ml/h debide elde edilirken, en düşük değerler 30 ml/h debide gözlemlenmiştir. Tüm debiler için optimum ısı transfer katsayısı, nozul sayısının 4 olduğu durumda elde edilmiştir. Bu sonuçlar, sistemin maksimum verim için belirli bir nozul sayısına kadar olumlu yanıt verdiğini, bu noktadan sonra ise verim artışının durarak hafif bir düşüş eğilimi gösterdiğini ortaya koymaktadır.



Şekil 4. Farklı gerilim değerlerinde ısı transfer katsayısının akış debisi ile değişimi

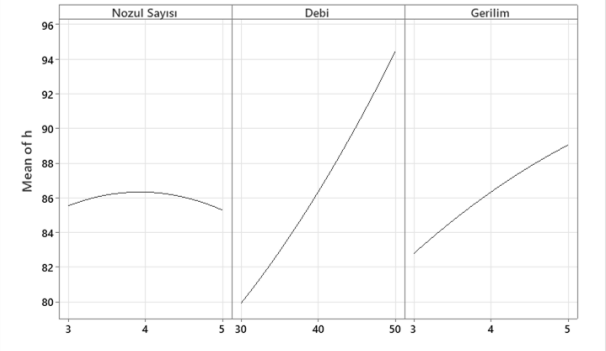
Grafikte, debinin artışıyla birlikte ısı transfer katsayısındaki değişim incelenmiştir. Üç farklı gerilim değeri (3 kV, 4 kV ve 5 kV) için elde edilen sonuçlar, debi arttıkça ısı transfer katsayısının düzenli olarak yükseldiğini göstermektedir. Gerilim arttıkça, ısı transfer katsayısının da yükseldiği gözlemlenmiştir. En yüksek ısı transfer katsayısı değerleri 5 kV gerilim altında elde edilirken, en düşük değerler 3 kV gerilim altında görülmüştür. Grafik, debi ve gerilimin birlikte artmasının ısı transfer katsayısını olumlu yönde etkilediğini, sistem performansının bu iki parametreyle doğrudan ilişkili olarak iyileştiğini ortaya koymaktadır.



Şekil 5. Farklı gerilim değerlerinde ısı transfer katsayısının nozul sayısı ile değişimi

Grafikte, nozul sayısının artışıyla birlikte ısı transfer katsayısındaki değişim incelenmiştir. Üç farklı gerilim değeri (3 kV, 4 kV ve 5 kV) için elde edilen sonuçlar, nozul sayısı arttıkça ısı transfer katsayısının önce yükseldiğini, yaklaşık 4 nozuldan sonra ise hafif bir azalma eğilimi gösterdiğini ortaya koymaktadır. Gerilim değeri arttıkça, ısı transfer katsayısı da yükselmiştir. En

yüksek değerler 5 kV gerilim altında elde edilirken, en düşük değerler 3 kV gerilim altında gözlemlenmiştir. Grafik, gerilim artışının ısı transfer katsayısını olumlu yönde etkilediğini, ancak nozul sayısının optimum seviyenin üzerinde artmasının verimi düşürdüğünü göstermektedir.



Şekil 6. Isı transfer katsayısının nozul sayısı, debi ve gerilimle değişimi

Grafikte, ısı transfer katsayısı (h) üzerinde nozul sayısı, debi ve gerilim parametrelerinin ana etkileri incelenmiştir. Sonuçlar incelendiğinde, debinin ısı transfer katsayısı üzerinde en belirgin ve etkili parametre olduğu görülmektedir. Debi arttıkça, ısı transfer katsayısı neredeyse doğrusal bir şekilde artış göstermektedir. Gerilim de ısı transfer katsayısını önemli ölçüde etkilemekte ve artış eğilimi göstermektedir; ancak debiye göre etkisi daha sınırlıdır. Nozul sayısı ise diğer iki parametreye kıyasla en az etkili faktör olarak öne çıkmaktadır. Nozul sayısının artışı, ısı transfer katsayısını önce hafifçe artırmakta, ardından tekrar azalma eğilimi göstermektedir. Bu durum, nozul sayısı için belirli bir optimum nokta bulunduğunu ve artışın sınırsız olarak katkı sağlamadığını göstermektedir. Genel olarak, debi parametresi ısı transfer katsayısını en fazla etkileyen faktör olarak öne çıkarken, nozul sayısı en az etkili parametre olmuştur.

SONUÇLAR

Sonuçlar bölümünde elde edilen bulgulara göre, elektrosprey soğutma sistemiyle donatılmış latis yapılı ısı alıcısının performansı değerlendirilmiştir. Yapılan varyans analizi sonucunda, modelin P değerinin 0 olması, modelin istatistiksel olarak son derece anlamlı olduğunu göstermektedir. Düzeltilmiş R^2 değeri %96.86 olarak bulunmuş ve bu da bağımsız değişkenlerin ısı transfer katsayısındaki değişimin büyük bir kısmını açıkladığını ortaya koymuştur.

Parametrelerin etkileri karşılaştırıldığında, debinin ısı transfer katsayısını en fazla etkileyen faktör olduğu görülmüştür. Debi arttıkça ısı transfer katsayısı belirgin şekilde artış göstermiştir. Gerilim de ısı transfer katsayısını önemli ölçüde etkilemiş, ancak debiye göre etkisi daha düşük seviyede kalmıştır. Nozul sayısı ise diğer iki parametreye kıyasla en az etkili faktör olarak belirlenmiştir. Nozul sayısındaki artış, belirli bir noktaya kadar ısı transfer katsayısını artırmış, ancak bu noktadan sonra hafif bir düşüş eğilimi göstermiştir.

Genel olarak, debi parametresi ısı transfer katsayısının artışında en etkin unsur olarak öne çıkarken, gerilim ikinci derecede önemli faktör olmuş, nozul sayısı ise sistemin performansını sınırlı ölçüde etkilemiştir. Bu sonuçlar, elektrosprey soğutma sistemi ile optimize edilen latis yapılı ısı alıcıların, yüksek ısı akılı sistemlerde etkili bir soğutma çözümü sunduğunu ve özellikle debi parametresinin dikkatle kontrol edilmesi gerektiğini ortaya koymaktadır.

KAYNAKLAR

A.C. Yunus, Heat and Mass Transfer: A Practical Approach, Mass Transf, 2007, pp. 773–840.

Alihosseini, Y., Bari, A.R., Mohammadi, M., Alihosseini, Y., Bari, A.R., Mohammadi, M., 2021. Effective Parameters on Increasing Efficiency of Microscale Heat Sinks and Application of Liquid Cooling in Real Life, in: Advances in Microfluidics and Nanofluids. I*ntechOpen.*

Deng, W., Gomez, A., 2011. Electrospray cooling for microelectronics. International *Journal of Heat and Mass Transfer* 54, 2270–2275.

Ergül, E.U., Gezegin, C., Yıldız, A., 2019. Yanıt yüzey yöntemi ve genetik algoritma kullanılarak transformatör sargı en sıcak nokta sıcaklığının modellenmesi ve optimizasyonu. *DÜMF MD* 10, 467–480.

Erkmen, J., Yakut, R., Hamamcı, B., Aytuğ Özer, R., 2024. Production of insulation material using styrene acrylic resin from animal and agricultural waste part 1. Thermal insulation and water absorption. *Energy and Buildings* 303, 113817.

Feng, S., Shi, M., Yan, H., Sun, S., Li, F., Lu, T.J., 2018. Natural convection in a cross-fin heat sink. *Applied Thermal Engineering* 132, 30–37.

Gibbons, M.J., Robinson, A.J., 2017. Heat transfer characteristics of single cone-jet electrosprays. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 113, 70–83.

Kabakuş, A., Yakut, K., 2024. Optimization Of Finned Heat Sinks With Electrospray Cooling: Full Factorial Method. *HTR 55.*

Khattak, Z., Ali, H.M., 2019. Air cooled heat sink geometries subjected to forced flow: A critical review. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 130, 141–161.

Kim, J., 2007. Spray cooling heat transfer: The state of the art. International Journal of Heat and Fluid Flow, *Including Special Issue of Conference on Modelling Fluid Flow (CMFF'06)*, Budapest 28, 753–767.

Martín, J., Martín-González, M., 2012. The use of PEEK nanorod arrays for the fabrication of nanoporous surfaces under high temperature: SiN x example. Nanoscale 4, 5608–5613.

Moore, A.L., Shi, L., 2014. Emerging challenges and materials for thermal management of electronics. *Materials Today* 17, 163–174.

Myers, R.H., Montgomery, D.C., Anderson-Cook, C.M., 2016. Response Surface Methodology: Process and Product Optimization Using Designed Experiments. John Wiley & Sons.

Sadique, H., Murtaza, Q., Samsher, 2022. Heat transfer augmentation in microchannel heat sink using secondary flows: A review. *International Journal of Heat and Mass* Transfer 194, 123063.

Tian, J., Kong, L., Li, B., Chen, Y., Wang, Z., Wang, J., Chen, B., Xiong, J., 2023. Experimental investigation on heat transfer performance during electrospray cooling with ethanol–R141b mixture. *Applied Thermal Engineering* 230, 120879.

Türkşen, Ö., Apaydın, A., 2012. Bulanık Yaklaşım ile Çok Yanıtlı Yüzey Problemlerinin Modellenmesi ve Optimizasyonu. A*nadolu University of Sciences & Technology A: Applied Sciences & Engineering* 13, 65–79.

Wang, J., Zhang, Y., Tian, J., Xu, H., Zuo, L., Wang, D., Zuo, X., 2022. Experimental Investigation of Electrospray Cooling Performance Using the Mixture of Ethanol and R141b. *Int J Thermophys* 43, 82.

Yakut, R., 2024. Response Surface Methodology-Based Novel Lattice Heat Sink Optimization For Electrohydrodynamic (Ehd) Spray Cooling. *HTR* 55.

BUHAR SIKIŞTIRMALI SOĞUTMA SİSTEMİNİN ENERJİ PERFORMANSININ DENEYSEL OLARAK İNCELENMESİ

Şeyda ÖZEN*, Ali KILIÇARSLAN **
* Hitit Üniversitesi Lisansüstü Eğitim Enstitüsü Makine Mühendisliği Anabilim Dalı, ozen_seyda97@hotmail.com
** Başlıca Yazar, Hitit Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 19030 Kuzey Kampüsü Çevreyolu ÇORUM, alikilicarslan@hitit.edu.tr

Özet: Tek kademeli buhar sıkıştırmalı soğutma sistemi, günümüzde en yaygın kullanılan soğutma sistemi olmaya devam etmektedir. Laboratuvar ortamında yapılan bu ön çalışmanın amacı, R134a soğutucu akışkanının alternatifleri olan soğutucu akışkanlarının soğutma sistemindeki performanslarının değerlendirilebilmesine temel teşkil etmesi açısından, R134a soğutucu akışkanını kullanarak, buhar sıkıştırmalı soğutma sisteminin deneysel olarak enerji analizini yapmaktır. Deneysel çalışmalar -6°C ile +4°C arasındaki farklı buharlaştırıcı sıcaklıklarında yapılmıştır. Buharlaştırıcı sıcaklığının, kompresörün tükettiği güç, buharlaştırıcının soğutulacak ortamdan çektiği ısı, yoğuşturucunun çevre ortamına verdiği ısı, soğutma tesir katsayısı (performans) ve soğutucu akışkanın kompresörden çıkış sıcaklığı üzerine etkileri araştırılmıştır. Bu amaç için deneysel sonuçları değerlendirmek için bir bilgisayar programı geliştirilmiştir. Artan buharlaştırıcı sıcaklıklarında, buharlaştırıcı ve yoğuşturucu kapasitelerinin, kompresöre verilmesi gereken enerji miktarının ve soğutucu akışkanın kompresörden çıkış sıcaklığının arttığı, buharlaştırıcının çektiği ısı miktarına ve kompresörün tükettiği güce bağlı olarak soğutma sisteminin performansının 0°C'ye kadar azaldığı ve daha sonra arttığı gözlemlenmiştir.
Anahtar Kelimler: Soğutma çevrimi, Buharlaştırıcı sıcaklığı, Enerji, Performans, R134a.

Abstract: The single-stage vapor-compression refrigeration system continues to be the most widely used refrigeration system today. The purpose of this preliminary study conducted in a laboratory environment is to conduct an experimental energy analysis of the vapor-compression refrigeration system using R134a refrigerant, in order to form the basis for evaluating the performance of refrigerants that are alternatives to R134a refrigerant in the refrigeration system. Experimental studies were conducted at different evaporator temperatures between -6°C and +4°C. The effects of the evaporator temperature on the power consumed by the compressor, the energy drawn by the evaporator from the environment to be cooled, the heat given off by the condenser to the ambient environment, the coefficient of performance (cooling performance) and the outlet temperature of the refrigerant from the compressor were investigated. For this purpose, a computer program was developed to evaluate the experimental results. It has been observed that with increasing evaporator temperatures, the evaporator and condenser capacities, the amount of energy required to be given to the compressor and the outlet temperature of the refrigerant from the compressor increase, but the performance of the refrigeration system decreases down to 0°C and then increases, depending on the amount of heat absorbed by the evaporator and the power consumed by the compressor.
Keywords: Author's guide, Publication ready format

GİRİŞ

1900'lü yılların ortalarında piyasaya sürülen R134a soğutucu akışkanı, söz konusu sistem performansı ve verimliliği bakımından uzun süre yaygın olarak kullanılmıştır ve günümüzde de bazı mevcut soğutma sistemlerinde kullanılmaya devam etmektedir. Fakat yüksek küresel ısınma potansiyelinin (GWP) 1430 olması nedeniyle, bu akışkan yerine kullanılabilecek alternatif yeni çevre dostu soğutucu akışkanlar için analiz çalışmaları gerçekleştirilmektedir. Bu çalışmalar kapsamında, buhar sıkıştırmalı soğutma sisteminde düşük ozon delme potansiyeli (ODP) ve GWP değerlerine sahip soğutucu akışkanların kullanımı şu an için mevcut olmakla birlikte, R134a soğutucu akışkanının alternatifleri dikkate alınarak yapılan çalışmalar halen devam etmektedir. Literatürde bu konuyla ilgili pek çok çalışma bulunmaktadır. Mevcut çalışmaların birkaçı aşağıda özetlenmiştir.

Paula T. H. *vd*. (2020), basit buhar sıkıştırmalı soğutma sisteminin optimum tasarımını ve R134a, R290, R1234yf, R744 soğutucu akışkanlarının çevre, enerji ve

ekserji analizlerini gerçekleştirmişlerdir. En yüksek enerji ve çevresel performansının ve ekserji verimliliğinin R290'a ait olduğunu gözlemlemişlerdir.

Moles F. *vd*. (2014), basit buhar sıkıştırmalı soğutma sisteminin altı farklı konfigürasyonunda R134a, R1234yf ve R1234ze(E) soğutucu akışkanlarının teorik enerji performans değerlendirmesini yapmışlardır. Temel döngüde buharlaşma sıcaklığına göre R134a'nın soğutma tesir katsayısının (COP) R1234yf'den daha yüksek ve R1234ze(E) ile yaklaşık olarak eşit olduğunu, yoğuşma sıcaklığına göre R134a'nın COP değerinin R1234yf'den daha düşük ve R1234ze(E) ile yaklaşık olarak eşit olduğunu gözlemlemişlerdir. Her iki durum için de R1234yf ve R1234ze(E)'nin soğutma kapasitelerindeki azalmayı vurgulamışlardır.

Mohanraj B. (2013), bir ev tipi buzdolabında R134a ve R430A soğutucu akışkanlarını enerji performansları yönünden karşılaştırmıştır. Yoğuşma sıcaklığına göre kıyaslandığında, R430A'nın COP değerinin daha yüksek ve güç tüketiminin daha düşük olduğunu gözlemlemiştir. R430A'nın yüksek enerji verimliliği ve çok daha düşük GWP miktarı nedeniyle R134a'ya nazaran daha çevre dostu olduğunu belirtmiş ve sistemde herhangi bir değişiklik yapmadan R430A'nın kullanılabileceğini vurgulamıştır.

Esbri J. N. *vd.* (2013), R134a ve R1234yf soğutucu akışkanlarının kullanıldığı basit buhar sıkıştırmalı soğutma sisteminin enerji performansını, soğutma kapasitesini, hacimsel verimliliğini, kompresör işini ve COP değerini karşılaştırmışlardır. Teorik hesaplamada ve deneysel çalışmada, R134a'nın soğutma kapasitesinin ve COP değerinin R1234yf'den daha yüksek olduğunu belirtmişlerdir. Isı değiştiricisi kullanılan R1234yf'li sistemin ısı değiştirici kullanılmayan R134a'lı sisteme daha yakın enerji performans değerlerinde olacağını belirtmişlerdir.

Bolaji B.O. (2010), bir ev tipi buzdolabında R134a yerine R152a ve R32 soğutucu akışkanlarının kullanılmasına yönelik deneysel çalışma gerçekleştirmiştir. COP değerinin en yüksek R152a'da ve en düşük R32'de olduğu, enerji tüketiminin en düşük R152a'da olduğu sonucuna ulaşmıştır. R134a ile karşılaştırıldığında R152a'nın R32'ye göre daha iyi performans gösterdiğini ve R152a'nın R134a yerine bir ev tipi buzdolabında kullanılabileceğini belirtmiştir.

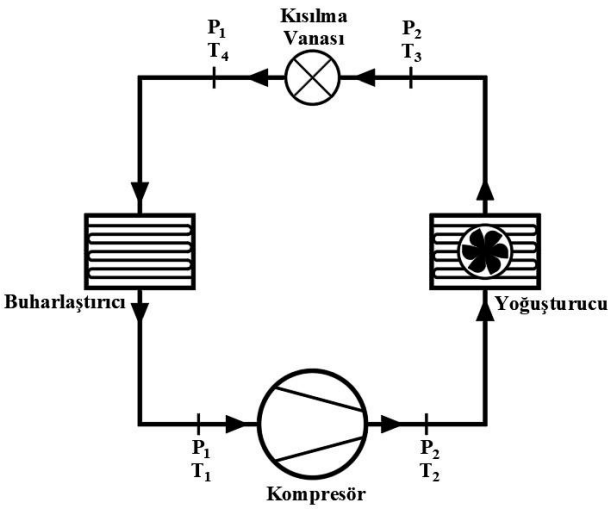
Literatür çalışmalarından anlaşılacağı üzere, son yıllarda yapılan çalışmaların çoğunluğu R134a'nın dikkate alınarak diğer akışkanlarla kıyaslama yapıldığını ve alternatif soğutucu akışkan seçimine yönelik olduğunu göstermektedir. Ayrıca, Avrupa Birliği (AB)'nin 2011 yılından itibaren üretilen yeni arabalarda R134a'nın kullanımını yasaklaması, Amerika Birleşik Devletleri Çevre Koruma Ajansı (EPA)'nın Temiz Hava Yasası kapsamında söz konusu akışkanın kullanımına sıkı kısıtlamalar getirmiş olması ve daha birçok ülkenin bu yasakları veya kısıtlamaları destekliyor olması oldukça dikkat çekmektedir. Yine, 2016 yılında hidroflorakarbon üretim kontrolünün sağlanmak istenmesi ve kullanımının azaltılmasına yönelik yapılan Montreal Protokolü'nün 28. oturumunda Kigali Değişikliği kabul edilmiştir. Yeni AB anlaşmasında ise, 2027 yılından itibaren GWP değeri 150'den fazla olan florlu maddelerin yasaklanacağı ve Yeni F-Gaz Yönetmeliği'nce 2035 yılına kadar florlu gaz soğutucuların aşamalı olarak kaldırılacağı belirtilmiştir.

Mevcut çalışmadaki amaç, tek kademeli buhar sıkıştırmalı soğutma sisteminde R134a soğutucu akışkanını kullanılabilir bir alternatif olarak değerlendirmek değildir. Yeni çevre dostu ve R134a'nın alternatifleri olan soğutucu akışkanların enerji performanslarının karşılaştırılmasında literatüre ek bilgi sağlamak amacıyla gerçekleştirilmiştir. Deneysel olarak yapılan çalışmada, farklı buharlaşma sıcaklıkları (-6°C / -4°C / -2°C / 0°C / +2°C / +4°C) için kompresör gücü, yoğuşturucu ve buharlaştıcı kapasiteleri, kompresör çıkış sıcaklığı ve COP'si incelenmiştir. Deneysel verileri işlemek için Engineering Equation Solver (EES) (Klein, 2020) yazılımı yardımıyla bilgisayar programı geliştirilmiştir**.**

BUHAR SIKIŞTIRMALI SOĞUTMA SİSTEMI VE SİSTEMİN ENERJİ ANALİZİ

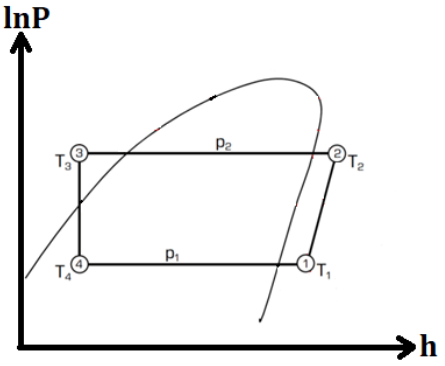
Buhar sıkıştırmalı soğutma sistemi içerisinde dolaşan soğutucu akışkanın hal değişimleri için etkili parametreler sıcaklık ve basınçtır. Sıcaklığın basınç ile doğru orantılı olduğunu göz önünde bulundurarak, artan ve azalan basınç değerleri ile soğutucu akışkanın ortamdan buharlaştırıcı ile ısı çekmesi veya yoğuşturucu ile ısı atması işlemleri gerçekleştirilmiş olur. Söz konusu sistemde, soğutucu akışkan için meydana gelen olaylar şu şekildedir: kompresör tarafından sıkıştırılarak kompresör çıkışında yüksek basınca sahip olan soğutucu akışkan kızgın buhar halde yoğuşturucuya gönderilir. Burada, ortama ısı vererek yoğuşur ve daha sonra, kısılma vanasında alçak basınca kısılarak sıvı-buhar karışımı halinde buharlaştırıcıya girer. Buharlaştırıcının bulunduğu ortam sıcaklığından daha düşük bir sıcaklığa sahip olan soğutucu akışkan, ortamın ısısını çekerek soğutma işlemini gerçekleştirmiş olur. Buharlaştırıcı çıkışında ise, doymuş buhar halinde tekrar kompresöre girer. Bu olaylar sürekli olarak tekrarlanır.

Teorik buhar sıkıştırmalı soğutma sisteminin şematik gösterimi Şekil 1.'de verilmektedir. Alçak basınç bölgesi ve yüksek basınç bölgesi olmak üzere ikiye ayrılan sistemde soğutucu akışkan için hal değişimleri gerçekleştirilmiş olur. Şekil 1'den görüldüğü üzere, kompresör çıkışından kısılma vanası girişine kadar olan boru hattı yüksek basınç bölgesini ve kısılma vanası çıkışından kompresör girişine kadar olan boru hattı alçak basınç bölgesini oluşturmaktadır.



Şekil 1. Teorik Buhar Sıkıştırmalı Soğutma Sisteminin Şematik Gösterimi

Sıcaklık ve basınç parametrelerine göre hal değişimine uğrayan soğutucu akışkanın özeliklerini gözlemleyebilmek için Basınç-Entalpi diyagramı Şekil 2.'de verilmektedir. İdeal sistem için kompresör girişi doymuş buhar eğrisi üzerinde ve kısılma vanası girişi ise doymuş sıvı eğrisi üzerindedir. Gerçek sistemde ise Şekil 2.'de görüldüğü üzere kompresör girişinde (1) aşırı kızdırma nedeniyle kızgın buhar halde ve kısılma vanası girişinde (3) ise aşırı soğutma nedeniyle aşırı soğutulmuş sıvı haldedir.



Şekil 2. Basınç-Entalpi Diagramı

Buhar sıkıştırmalı soğutma sisteminde bulunan her bir eleman kontrol hacim (açık sistem) olarak değerlendirilmekte ve sistem, sürekli açık sürekli akış (SASA) modeline göre çalışmaktadır. Bu nedenle, bu bölümde kütle ve enerji korunum denklemleri SASA modeline göre verilmiştir.

Kütlenin korunum denklemi SASA modeline göre Eş. 1'de verildiği şekildedir.

$$\sum \dot{m}_g = \sum \dot{m}_ç \qquad (1)$$

Burada, $\dot{m}_g$ giren kütle debisini, $\dot{m}_ç$ çıkan kütle debisini ifade etmektedir.

Enerjinin korunum denklemi SASA modeline göre Eş. 2'de verildiği şekildedir.

$$\dot{Q}_{KH} - \dot{W}_{KH} = \sum \dot{m}_ç \left(h_ç + \frac{V_ç^2}{2} + g z_ç \right) - \sum \dot{m}_g \left(h_g + \frac{V_g^2}{2} + g z_g \right) \qquad (2)$$

Burada $\dot{Q}_{KH}$ kontrol hacimdeki birim zamandaki ısıyı, $\dot{W}_{KH}$ kontrol hacimdeki birim zamandaki işi, h_g ve $h_ç$ giren ve çıkan özgül entalpiyi, $V_g^2/2$ ve $V_ç^2/2$ giren ve çıkan özgül kinetik enerjiyi, gz_g ve $gz_ç$ giren ve çıkan özgün potansiyel enerjiyi ifade etmektedir.

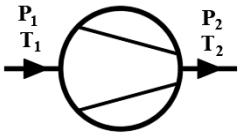
Buhar sıkıştırmalı soğutma sisteminin termodinamik analizinde, kinetik ve potansiyel enerji değişimleri, kompresörden çevreye atılan ısı miktarı ve boru hatlarındaki basınç kayıpları ihmal edilmiştir. Sistemi oluşturan elemanlara (kompresör, yoğuşturucu, kısılma vanası ve buharlaştırıcı) kütle girişi ve çıkışı tek taraflı olduğundan dolayı kütlenin korunumu denklemi Eş. 3'de görüldüğü üzere,

$$\dot{m}_g = \dot{m}_ç = \dot{m} \qquad (3)$$

şeklini alır.

Yukarıdaki varsayımlar dikkate alındığında, buhar sıkıştırmalı soğutma sistemi elemanlarının termodinamik analizleri Eş. 4,5,6 ve 7'de görüldüğü şekilde indirgenir.

Kompresör



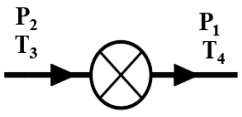
$$\dot{W}_K = \dot{m}(h_1 - h_2) \qquad (4)$$

Yoğuşturucu



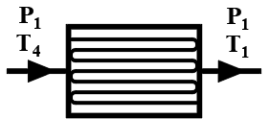
$$\dot{Q}_Y = \dot{m}(h_2 - h_3) \qquad (5)$$

Kısılma Vanası



$$h_3 = h_4 \qquad (6)$$

Buharlaştırıcı



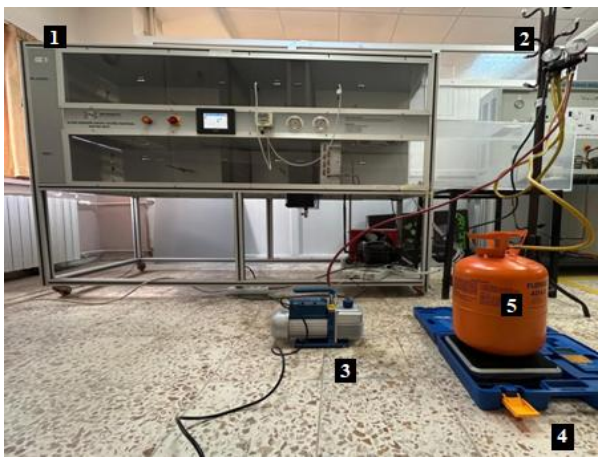
$$\dot{Q}_B = \dot{m}(h_1 - h_4) \quad (7)$$

Soğutma tesir katsayısı, birim iş başına yapılan soğutma miktarını ifade etmektedir ve Eş. 8'de verildiği gibi hesaplanır.

$$COP = \frac{\dot{Q}_B}{|\dot{W}_K|} \quad (8)$$

MATERYAL VE METOD

Deney düzeneği, buhar sıkıştırmalı soğutma sistemi ve tekrar dolaşımlı iklimlendirme sisteminden oluşmaktadır. Bu çalışma kapsamında; buharlaştırıcı, tekrar dolaşımlı iklimlendirme sisteminin içerisine yerleştirilmiş ve buhar sıkıştırmalı soğutma sisteminin buharlaştırıcısının dış yüzeyinden farklı sıcaklıklarda hava geçirilerek -6°C ile +4°C sıcaklıkları aralıklarında buharlaştırıcı sıcaklıkları değiştirilmiştir. Buhar sıkıştırmalı soğutma sisteminin temel elemanlarının dışında tekrar dolaşımlı iklimlendirme sisteminin içerisinde ön ve son ısıtıcı bulunmaktadır. Bununla birlikte, hava giriş ve çıkış damperleri bulunmakta ve mevcut çalışmada gerçekleştirilen deneylerde, damperlerin kapalı durumu tercih edilmiştir. Deney düzeneği içerisinde bulunan havanın dolaşımı, bir fan sayesinde sağlanmıştır. Dijital ekran aracılığıyla deney verileri gözlemlenmiştir. Alçak ve yüksek basınç ölçümlerinde Buordon tip basınçölçer, sıcaklık ölçümlerinde K tipi termokapıl ve kütle debisi ölçümlerinde türbin tipi akışölçer kullanılmıştır.



Şekil 3. Deney Düzeneği ve Yardımcı Ekipmanlar

Şekil 3 üzerinde numaralandırılarak verilen ekipmanlar açıklamaları ile aşağıda verilmiştir.

1 – Deney düzeneği: Kompresör, yoğuşturucu, kısılma vanası, buharlaştırıcı, ön ve son ısıtıcıdan oluşmaktadır.
2 – Manifold: Kısaca, boru bağlantı parçası denilebilir. Soğutucu akışkanın buhar sıkıştırmalı soğutma sistemine eklenmesi ve sistemin vakuma alınması işlemlerinde kullanılmıştır.
3 – Vakum pompası: buhar sıkıştırmalı soğutma sisteminin vakuma alınması işleminde kullanılmıştır.
4 – Dijital tartı: Sisteme yüklenen soğutucu akışkan miktarını ölçmek için kullanılmıştır.
5 – Soğutucu akışkan tüpü: Soğutucu akışkan bu tüpte muhafaza edilmektedir. Soğutucu akışkanın aktarılmasında, manifold üzerinde bulunan vanalar ile ayarlama yapılabilmektedir.

Sistem çalıştırılmadan önce vakum pompası ve kompresör arasındaki gerekli bağlantılar manifold hortumları aracılığıyla yapılmış ve vakum pompası çalıştırılarak buhar sıkıştırmalı soğutma sistemi vakumlanmıştır. Bu işlem esnasında sistem içindeki basınç atmosfer basıncının altında, yani 760 mmHg'ya kadar ulaştığında işlem tamamlanmıştır. Manifoldun ilgili hortumu soğutucu akışkan tüpüne bağlanarak soğutma sisteminde uygun basınçlar sağlanana kadar soğutucu akışkan eklenmesine devam edilmiştir. Son olarak, sistem çalıştırılarak deneyler yapılmıştır. Tablo 1'de 0°C için gözlemlenen deney verilerine ait tablo aşağıda verilmiştir.

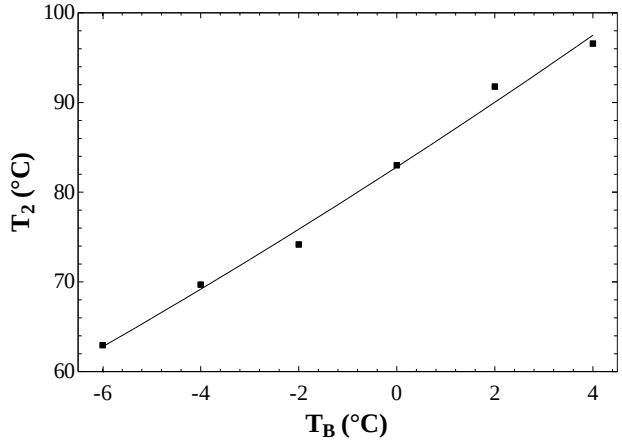
Tablo 1. R134a soğutucu akışkanın +4°C için gözlemlenen deney verileri

R134a	Deney1	Deney2	Deney3
T1 (˚C)	5.1	8.0	9.1
T2 (˚C)	79.4	82.1	83.9
T3 (˚C)	34.2	36.8	37.6
T4 (˚C)	0	0	0
ṁ (gr/s)	5.41	5.41	5.41
P1(Bar)	2.2	2.3	2.3
P2 (Bar)	10.5	10.10	10.40
Fan Hızı (m/s)	2.4	2.4	2.4

Burada; T (1,2,3,4) buhar sıkıştırmalı soğutma sisteminin farklı noktalarındaki sıcaklık değerlerini, ṁ kütlesel debiyi, P1 alçak basıncı, P2 yüksek basıncı belirtmektedir. Buhar sıkıştırmalı soğutma sistemi için dikkate alınan sıcaklıklar için T1; kompresöre giriş sıcaklığı, T2; kompresör çıkış sıcaklığı; T3; kısılma vanası giriş sıcaklığı ve T4; buharlaşma sıcaklığını ifade etmektedir.

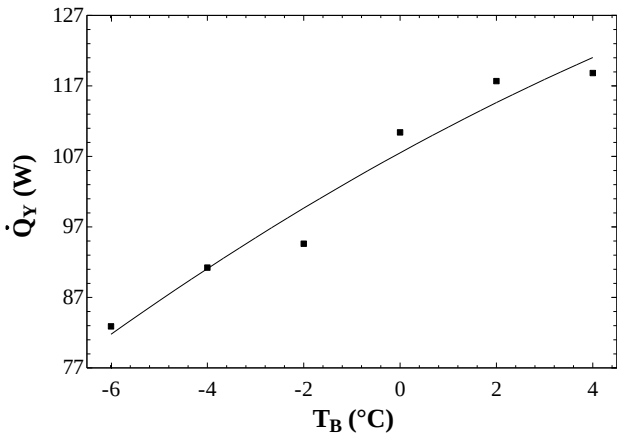
SONUÇLAR VE TARTIŞMA

Buhar sıkıştırmalı soğutma sisteminde, -6°C / -4°C / -2°C / 0°C / +2°C / +4°C buharlaştırma sıcaklıklarında deneyler yapılarak kompresör çıkış sıcaklığı, kompresör gücü, yoğuşturucu ve buharlaştırıcı kapasiteleri, kompresör çıkış sıcaklığı ve COP katsayısı üzerinde buharlaştırıcı sıcaklığının etkisi incelenmiştir. Elde edilen sonuçlar, aşağıdaki bölümlerde grafikler halinde verilmiş ve bilimsel olarak tartışılmıştır.



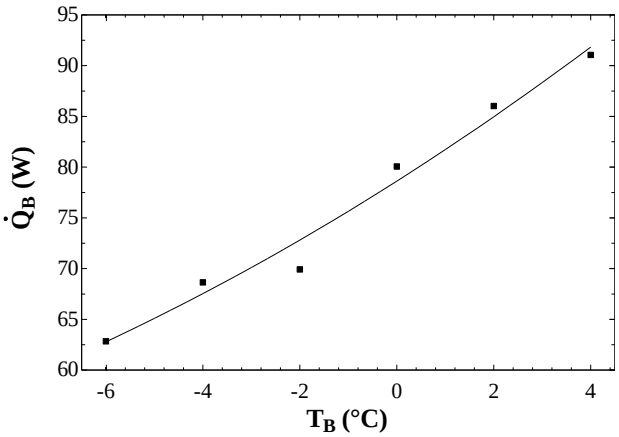
Şekil 5. Kompresör çıkış sıcaklığının buharlaştırıcı sıcaklığına göre değişimi

Şekil 5.'de kompresör çıkış sıcaklığının buharlaştırıcı sıcaklığına göre değişimi görülmektedir. Şekil 5'de görüldüğü üzere buharlaştırıcı sıcaklığı arttığında kompresör çıkışındaki soğutucu akışkanın sıcaklığı da artmaktadır. Buharlaştırıcı sıcaklığı 6°C ile +4°C sıcaklıkları arasında değiştirildiğinde kompresör çıkış sıcaklığı yaklaşık olarak 63°C ile 97°C arasında artmaktadır. Buharlaştırıcı sıcaklığındaki artma, aynı zamanda kompresör çıkış basıncının da artmasına neden olmuştur. Kompresör çıkışındaki sıcaklıkların artması ise, kompresör çıkış basıncının artmasından dolayıdır. Deneylerde çalışılan buharlaştırıcı sıcaklık aralıklarında kompresör çıkışındaki soğutucu akışkanın sıcaklığındaki artış yaklaşık olarak %54 olarak hesaplanmıştır.



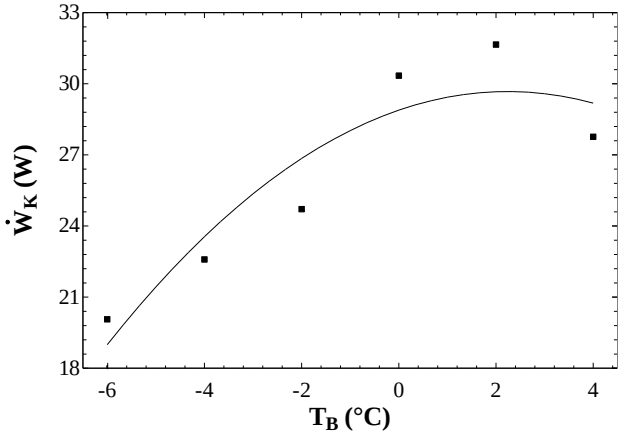
Şekil 6. Yoğuşturucu kapasitesinin buharlaştırıcı sıcaklığına göre değişimi

Yoğuşturucu kapasitesinin buharlaşma sıcaklığına göre değişimine Şekil 6'de görülmektedir. Buharlaştırıcı sıcaklığının artması neticesinde kompresör çıkış basıncı artmış ve bununla birlikte, ortalama yoğuşturucu sıcaklığında da artış meydana gelmiştir. Yoğuşturucu sıcaklığı arttığında hava sıcaklığı ile yoğuşturucu sıcaklığı arasındaki fark artacağından dolayı yoğuşturucunun çevreye verdiği ısı miktarı da artmaktadır. Şekil 6'da da göz ile görülür biçimde fark edilebileceği gibi, yoğuşturucu kapasitesindeki artışın 2°C ile 4°C buharlaştırıcı sıcaklıkları arasında en az oranda ve -2°C ile 0°C sıcaklıkları arasında en fazla oranda olduğu dikkat çekmektedir. Çalışılan buharlaştırıcı sıcaklıklarında yoğuşturucu kapasitesinin 83 Watt'tan 119 Watt'a kadar artmış olduğu görülmektedir.



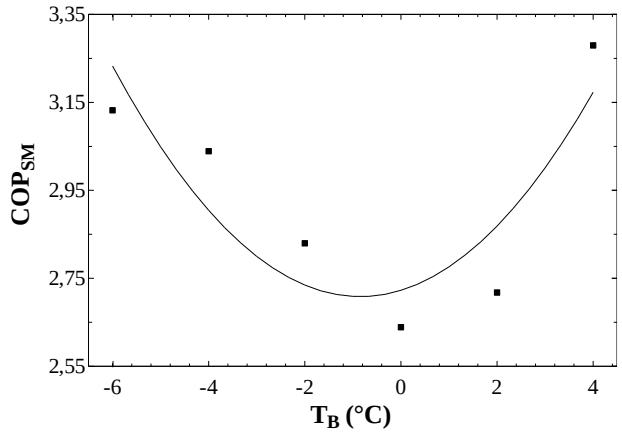
Şekil 7. Buharlaştırıcı kapasitesinin buharlaştırıcı sıcaklığına göre değişimi

Şekil 7'de buharlaştırıcı kapasitesinin buharlaştırıcı sıcaklığına göre değişimi gösterilmektedir. Buharlaştırıcı sıcaklığı artırıldığında soğutucu akışkanın kuruluk derecesi, diğer bir ifadeyle, soğutucu akışkan içerisindeki sıvı miktarı artacaktır. Soğutucu akışkan içindeki sıvı miktarının artması birim buharlaştırıcı yüzeyinden daha fazla ısının çekilerek buharlaştırıcının kapasitesininde artmasına sebebiyet verecektir. Buharlaştırıcı sıcaklığı -6°C'den +4°C'ye artırıldığında, buharlaştırıcı kapasitesi 63 Watt'dan 91 Watt'a artmıştır. Buharlaştırıcı sıcaklığındaki 10°C'lik bir sıcaklık değişimine karşılık olarak buharlaştırıcı kapasitesinde 29 Watt'lık bir değişim meydana gelmiştir ve bu artış oranı %46 civarındadır.



Şekil 8. Kompresör gücünün buharlaştırıcı sıcaklığına göre değişimi

Şekil 8.'de kompresör gücünün buharlaştırıcı sıcaklığına göre değişimine yer verilmiştir. Kompresör giriş ve çıkış hatları arasında meydana gelen basınç farkı kompresör gücünü etkilemektedir. Basınç farkının artması ise, kompresör gücünde bir artışa yol açacaktır. Bununla birlikte, kompresör gücündeki artış sistemin daha fazla enerji harcamasına sebebiyet verecektir. Şekil 8.'de görüldüğü üzere -6°C'den +2°C'ye kadar kompresör basınç oranının artmasından dolayı kompresör gücü lineer şekilde artmaktadır ve bu artış 20-32 Watt aralığındadır. Fakat +2°C'ye kadar artan kompresör gücünün +4°C'de bir miktar azalarak ilerlediği görülmektedir. Bu aralıkta %10 civarında bir azalma meydana gelmiştir. Ayrıca, basınç farkının 0°C ve +2°C arasında en üst seviyede olduğu ve kompresör gücünde 5 Watt'lık bir farkın bulunduğu görülmektedir.



Şekil 9. Soğutma tesir katsayısının buharlaştırıcı sıcaklığına göre değişimi

Şekil 9.'de soğutma tesir katsayısının buharlaştırıcı sıcaklığına göre değişimi gösterilmektedir. -6°C ile 0°C sıcaklıkları arasında kompresörün çektiği güçteki artış oranı buharlaştırıcının ısı çekme kapasitesine göre daha fazla oranda arttığından dolayı soğutma tesir katsayısında azalma meydana gelmiştir. Fakat 0°C ile 4°C sıcaklıkları arasındaki buharlaştırıcı sıcaklıklarında buharlaştırıcının ısı çekme kapasitesindeki artış oranı kompresörün çektiği güce göre daha fazla oranda olduğundan dolayı performans katsayısı artmaktadır. R134a için hesaplanan COP değerinin en yüksek +4°C'de ve en düşük 0°C'de olduğu görülmektedir. +4°C'den 0°C'ye düşen buharlaştırıcı sıcaklığı için buharlaştırıcı kapasitesi azalarak devam ederken kompresör gücü +4°C'de 28 W, +2°C'de 32 W ve 0°C'de 30 W olarak hesaplanmıştır.

SONUÇLAR

Bu çalışmada, buhar sıkıştırmalı soğutma sisteminde buharlaşma sıcaklığının kompresör çıkış sıcaklığı, yoğuşturucu ve buharlaştırıcı kapasiteleri, kompresörün tükettiği güç ve COP katsayısı üzerindeki etkileri incelenmiştir. Deneysel olarak gerçekleştirilen çalışmada, -6°C ile +4°C dahil olmak üzere, bu sıcaklık aralığındaki buharlaştırıcı sıcaklıkları dikkate alınmıştır. Sonuçlar, özet şekilde aşağıda verilmektedir.

- Artan buharlaştırıcı sıcaklığıyla birlikte kompresör çıkış sıcaklığı, yoğuşturucu ve buharlaştırıcı kapasitelerinde de bir artışın meydana geldiği gözlemlenmiştir. Buna göre; buharlaşma sıcaklığı ile kompresör çıkış sıcaklığı, yoğuşturucu ve buharlaştırıcı kapasiteleri doğru orantılıdır.

SEMBOLLER

COP	Soğutma Tesir Katsayısı
ç	Çıkan
g	Giren
GWP	Küresel Isınma Potansiyeli
gz	Potansiyel Enerji [Joule]
h	Entalpi [kj/kg]
$\dot{m}$	Kütlesel debi [gr/s]
ODP	Ozon Delme Potansiyeli
P	Basınç [Bar]
$\dot{Q}_B$	Buharlaştırıcı Kapasitesi [W]
$\dot{Q}_{KH}$	Kontrol hacimdeki birim zamandaki ısı [W]
$\dot{Q}_Y$	Yoğuşturucu Kapasitesi [W]
T	Sıcaklık (°C)
$V^2/2$	Kinetik enerji [Joule]
$\dot{W}_K$	Kompresörün tükettiği güç [W]
$\dot{W}_{KH}$	Kontrol hacimdeki birim zamanda yapılan iş [W]

KAYNAKLAR

Bolaji B.O., 2010, Experimental Study of R152a and R32 To Replace R134a In a Domestic Refrigerator, *Energy*, 35-9, 3793-3798.

De Paula C.H. *vd*, 2020, Optimal Design and Exergy Analysis of A Vapor Compression Refrigeration System Using R290, R1234yf And R744 As Alternatives To Replace R134a, *Int. J. Refrigeration*, 113, 10-20.

Klein, S. A. 2020, Engineering Equation Solver (EES) (Academic Professional V10.836-3D). F-Chart Software.

Mohanraj M., 2013, Energy Performance Assessment of R430A As A Possible Alternative Refrigant To R134a In

Domestic Refrigerators, *Energy for Sustainable Development*, 17-5, 471-476.

Moles F. *vd*, 2014, Theoretical Energy Performance Evaluation of Different Single Stage Vapour Compression Refrigeration Configurations Using R1234yf And R1234ze(E) As Working Fluids, *Int. J. Refrigeration*, 44, 141-150.

Navarro-Esbri J. *vd*, 2013, Experimental Analysis Of The Internal Heat Exchanger Influence On A Vapour Compression System Performance Working With R1234yf As A Drop-in Replacement For R134a, *Applied Thermal Engineering*, 59-1/2, 153-161.

İnternet, 2023, AEROPAK Soğutucu akışkan R134a aşamalı olarak kaldırılıyor mu?, https://tr.aeropakspain.com/info/is-refrigerant-r134a-being-phased-out-85524951.html

NUMERICAL INVESTIGATION OF HELICOPTERS AVIONICS BAY COOLING SYSTEM WITH DIFFERENT ALTITUDE CONDITIONS

Çağan Akkurt *, Ekin Özgirgin Yapıcı **
*TR Uçuşa Uygunluk Belgelendirme Hizmetleri A.Ş. cagan.akkurt@tr-ue.com
** Çankaya University, Department of Mechanical Engineering,
Etimesgut, Ankara, ekinozgirgin@cankaya.edu.tr

Abstract: The avionics bay cooling system is critical for ensuring safe and reliable operation of modern helicopters for military and civilian sectors. The avionics bay houses delicate electronic components, including computers, communication devices, and navigation systems, which produce substantial heat during operation. Inadequate cooling can cause these components to exceed safe temperature limits, potentially leading to malfunctions or even critical system failures. In the current study, numerical investigation of helicopters avionics bay cooling system is carried out. In the specified system, the avionic compartment receives fresh ambient air through a fan, which cools the electronic equipment before expelling it back into the surroundings. The choice of fan and outlet locations influence the distribution of hot zones around certain equipment. It is crucial for the fan to ensure a substantial cooling to maintain temperatures of the avionics equipment within acceptable limits. Computational Fluid Dynamics (CFD) analysis performed at the ground and at 8000 feet altitude to depict the effects of altitude for cooling capacity. Three different fans with different cooling capacities are compared to find the optimal one on the ground analysis is done also at the 8000 feet. Moreover, three different outlet locations are simulated to find the effects of avionics bay cooling of changing the locations of outlet. The outlet locations used in the analysis are the floor wall, side wall and upper wall of the compartment. In conclusion the most suitable outlet locations and fan is found for the specified system such as top of the compartment with Fan "B"
Keywords: Avionic Compartment Cooling, Avionic Equipment, Computational Fluid Dynamics (CFD), Turbulence Model

HELİKOPTERLER AVİYONIK BÖLME SOĞUTMA SİSTEMİNİN FARKLI İRTİFA KOŞULLARINDA SAYISAL İNCELEMESİ

Özet: Aviyonik bölme soğutma sistemi, modern helikopterlerin askeri ve sivil alanlardaki emniyetli ve güvenilebilir çalışmasını sağlamak açısından kritik öneme sahiptir. Aviyonik kompartman içerisinde bilgisayarlar, haberleşme cihazları ve seyrüsefer sistemleri gibi hassas elektronik bileşenleri barındırır ve bu bileşenler operasyonel olduklarında ciddi miktarda ısı üretir. Yeterli termal şartlandırma sağlanmaz ise, bu bileşenlerin emniyetli çalışacağı yani kalifiye olduğu sıcaklık sınırlarının dışına çıkarak, arızalara veya kritik sistem hatalarına yol açabilir. Bu çalışmada, helikopterlerin aviyonik bölme soğutma sistemi sayısal olarak incelenmiştir. Belirtilen sistemde, aviyonik bölmeye bir fan aracılığıyla taze ortam havası alınmakta, bu hava elektronik ekipmanları soğuttuktan sonra tekrar dış ortama verilmektedir. Fanın ve çıkış noktalarının konumu, belirli ekipmanların çevresinde oluşan sıcak bölgelerin dağılımını etkilemektedir. Fanın, aviyonik ekipmanın sıcaklıklarını kabul edilebilir sınırlar içinde tutmak için yeterli soğutmayı sağlaması kritik öneme sahiptir. Soğutma kapasitesine irtifanın etkilerini göstermek amacıyla CFD analizi hem yerde hem de 8000 feet irtifada gerçekleştirilmiştir. Farklı soğutma kapasitelerine sahip ve havacılıkta aktif olarak kullanılan üç farklı fan, yerde ve 8000 feet irtifada karşılaştırılarak en uygun fan belirlenmiştir. Ayrıca, çıkış noktalarının konumlarının aviyonik bölme soğutması üzerindeki etkilerini belirlemek amacıyla üç farklı çıkış konumu simüle edilmiştir. Analizde kullanılan çıkış konumları; bölmenin taban duvarı, yan duvarı ve üst duvarıdır. Sonuç olarak, sistem için en uygun fan ve çıkış konumu, Fan "B" ile birlikte bölmenin üst kısmı olarak belirlenmiştir.
Anahtar Kelimeler: Aviyonik Bölme Soğutması, Aviyonik Ekipman, Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği, Türbülans Modeli

1. GİRİŞ

Avionics, known as aviation electronics, constitutes an ever-progressing domain encompassing the electronic systems and instruments within aircraft and helicopters, crucial for their safe and efficient operation. Categorized into three main types as communication, navigation, and surveillance systems, avionics have undergone

remarkable advancements, elevating their significance and capabilities to new heights. [1]

Communication systems, employing radios and satellite communication, facilitate seamless connections between pilots, air traffic control, and ground personnel. Navigation systems, indispensable for air crafts, include GPS systems which is one of the most important equipment for its function of giving the pilot the position data of the aircraft. Surveillance equipment are composed of radars which are integrated to the aircrafts.

The avionics bay contains all these sensitive electronic components, such as computers, communication equipment, surveillance and navigation systems, which generate significant heat during operation, which can potentially damage sensitive electronics and lead to malfunctions.

Avionics bay cooling system is critical for providing safe and reliable operation of modern helicopters both for military and civilian sectors. Without effective cooling, these components can heat above the acceptable temperature limits and may not work, which can cause undesirable system failure even the loss of air vehicle [2].

The very complex and fragile nature of avionics bay electronics demands continuous temperature control, particularly when confronted with diverse environmental factors, such as ambient temperature, humidity and altitude variations, which can profoundly impact the cooling system's capacity to effectively transfer the generated heat from the avionic equipment into the surrounding atmosphere. The maintenance of temperatures within optimal and secure limits emerges as a paramount consideration, vital for the operation and sustained reliability of these sophisticated electronic systems. [3]

Performance of the cooling system within the avionics bay is significantly influenced from variations in altitude. In the ground, density and temperature of the ambient air is relatively higher compared to the air at higher altitudes. The influence of altitude becomes imperative, as it exerts a notable pressure and temperature difference which is affecting the cooling capacity of the cooling systems. To design an effective cooling system, engineers need to consider the airflow, heat transfer, and pressure drop within the avionics bay. [1] [4]

There are several methods for the thermal management of avionic systems in helicopters, but the most common way of avionic cooling is forced cooling with fans or natural convection with open inlets for creating a wind way. Rosero et al. [5] discuss the trend towards more electric aircraft, where traditional mechanical systems are replaced with electrical ones, and highlight the challenges of thermal management in this context.

Several studies have investigated the cooling of electronics using computational fluid dynamics (CFD) simulations. Grimes et al. [6] use CFD simulations to analyze the airflow and heat transfer in forced cooling with a fan of electronic systems with using both inhalation and suction cases, the findings indicated that mass flow rate increase, temperature decrease is obtained in the zone of electronics when using the fan with suction arrangement, but not much with the inhalating fan configuration.

Muralitharan et al. [7] propose a fan arrangement for a cabinet to minimize to energy use. The study provides a detailed investigation of the accomplishment of the double-walled cabinet under various conditions of solar load and natural convection, and the outcomes indicate that the suggested fan configuration reduces energy consumption by up to 50%.

Romadhon et al. [8] aimed to improve the efficiency of cooling systems and reduce energy consumption through the use of CFD modeling. The study involved analyses of different cooling configurations, like a raised floor system, an overhead cooling system, and a combination of both of these systems. The results show the combination of both of these systems is the best choice for the reduction of energy consumption as high as %45.

Hengeveld et al. [9] propose an optimal placement strategy for electronic components in order to minimize heat flux nonuniformities. The mathematical model developed by Hengeveld is used for finding the thermal properties of the materials and shows with the placement optimization of components, heat flux may be improved in a high amounts.

Jackson and Norgard [10] studied a stochastic optimization method to find the optimal placement of avionics boxes in spacecraft, with the goal to minimize the probability of failure caused by temperature changes. The study includes the use of a probabilistic model which is about the distribution of the temperature and heat flux throughout the spacecraft. The authors also consider uncertainties in the material properties and thermal boundary conditions in their model. Results from the simulation show that their approach may reduce the probability of avionics box failure due to changes of temperature, compared to traditional methods.

In the light of the above, the aim of this study is to make investigation on the factors which may affect the avionics bay cooling system's performance such as the fan type and fan velocity, fan inlet and outlet locations and the effects of altitude. The analyses are conducted using the CFD software, ANSYS FLUENT. The findings may help to give a brief idea for the design and optimization of the cooling systems of modern helicopters. Ultimately, this study aims to enhance the safety and reliability of modern helicopters and contribute to the advancement of aviation technology proving valuable insights into the performance of the cooling system under different altitude conditions, allowing engineers to optimize the design for improved safety.

2. METHODOLOGY

2.1. Problem Geometry

The detailed technical drawing and geometry of the studied avionics bay is seen in Figure 1.

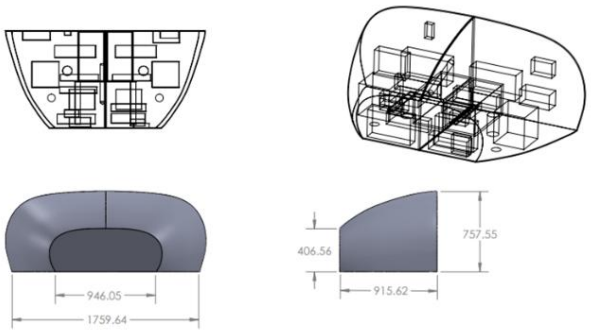


Figure 1: Technical Drawings of the Studied geometry of avionics bay.

Dimensions of the experimental setup is taken from an average data of forward avionics bay of helicopters. The dimensions are given as found in the Table 1 below:

Table 1: Dimensions of Forward Avionics Bay of the Helicopter

Length (mm)	Height (mm)	Width(mm)
915.6	757.5	1759.6

The forward avionics bay, separated by a separator wall with a thickness of 0.007 m, houses avionic equipment in both starboard and port compartments, each with a dedicated fan responsible for cooling the increasing temperature of the electronics. All of the electronics inside the bay are tested individually inside a temperature-controlled compartment to signify that it functions properly at the set ambient temperature. Inside the avionic compartment, the air velocity is very small and the restrained ambient temperature is established for the air temperature of the avionic compartment.

2.2. Mathematical Model

The general heat transfer equation in the avionics bay based on conduction between the materials and separator wall in the compartments is given in Eq. (1)

$$\nabla\cdot(k\nabla T) = q'' \quad (1)$$

Where ∇ represents the gradient, k is given as the material's thermal conductivity (237 W/m-K for the study), T is temperature with the unit of ℃, and q" is the volumetric heat generation rate per unit volume.

The heat dissipation of avionics by free convection and by radiation to the compartment may be calculated by Eq. (2)

$$q'' = h\left(T_{surface} - T_{infinity}\right) \quad (2)$$

where q'' is the heat transfer rate per unit volume, h Convective heat transfer coefficient, $T_{surface}$ is the surface temperature and $T_{infinity}$ is the free-stream (ambient) temperature.

For avionics, Total heat loss is given as:

$$Q_{heat\ load} = Q_{radiation} + Q_{convection} \quad (3)$$

where $Q_{convection}$ symbolizes the heat transfer by convection to the air which is in the bay, $Q_{radiation}$ symbolizes the heat transfer by radiation to the compartment's wall, also $Q_{heat\ load}$ is the amount of heat dissipation of equipment.

Equations (4) and (5) may be used to obtain the amount of $Q_{radiation}$ and $Q_{convection}$. The avionic compartments wall are cogitated at the same temperature as the air within, which is the limiting temperature (70℃).

$$Q_{radiation} = \sigma\varepsilon_{avionics}A_{avionics}(T_{avionics}^4 - (70 + 273.15)K^4) \quad (4)$$

$$Q_{convection} = h_{average}A_{avionics}(T_{avionics} - (70 + 273.15)K) \quad (5)$$

where $\varepsilon_{avionics}$ is the emissivity of the equipment's surface, $h_{average}$ symbolizes average value of the convective coefficient of the heat transfer from the walls of avionics, $T_{avionics}$ symbolizes the average temperature value of the surface of equipment, and σ is the Stefan Boltzmann constant. $A_{avionics}$ is given as the sum of the areas of walls of the electronic equipment.

h average may be calculated by using Eq.(6),

$$h_{average} = \frac{h.A}{A_{avionics}} \quad (6)$$

The energy balance equation is used to analyze and predict the behavior of the system as shown in Eq.(7).

$$\dot{m}c_p\left(T_{outlet} - T_{fan}\right) = \left(\sum_1^{n\ of\ avionics} Q_{heat\ load}\right) - Q_{outside} \quad (7)$$

Where $\dot{m}$ represents the rate at which mass flows through the fan, c_p denotes the air's specific heat, T_{outlet} is the temperature of the air which is at the outlet, T_{fan} signifies air temperature wihch is given to the compartment with fan, $Q_{heat\ load}$ represents the heat load generated by the avionics, and $Q_{outside}$ indicates the heat transferred to the outside with air from comparment, which is calculated using Eq.(8) [11]

$$Q_{outside} = U(A)(Tin - Toutside) \quad (8)$$

U is the overall heat transfer coefficient for this case which is calculated by Eq. (9). A is the area of the heat transfer portion of bay seen in Fig.2 shown by Red Color in mm, Ti_n is average temperature of inside of the compartment, and $T_{outside}$ is temperature of outside air.[11]

$$U = \frac{k}{l} + h_{outside} \quad (9)$$

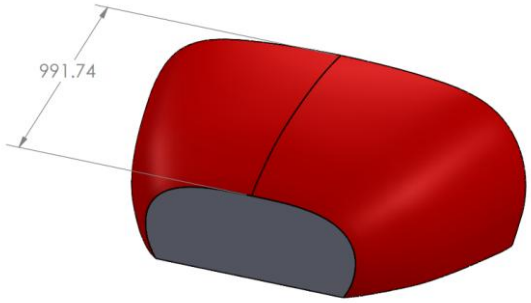


Figure 2 Heat Transfer Area

Total heat transfer is calculated by adding Convective heat transfer and radiative heat transfer as seen in Eq. (10)

$$Q_{outside} = Q_{radiation} + Q_{convection} \quad (10)$$

In this instance, $Q_{radiation}$ symbolizes net radiative transfer of the heat taking place through wall which is calculated using Eq.(11),

$$Q_{radiation} = \alpha E_{irradiation} - E_{emission} \quad (11)$$

$E_{irradiation}$ symbolizes radiation incident which is on surfaces, while $E_{emission}$ is the radiation released by the same surfaces. The α symbolizes the absorptivity of the surfaces in compartment.

$Q_{convection}$ is the convective heat transfer between the walls inside and the air inside of the compartment which is shown by using Eq.(12)

$$Q_{convection} = h_{inside} \cdot A \cdot (T_{inside} - T_{in\ wall}) \quad (12)$$

The average air temperature inside the compartment is denoted as T_{inside} and h_{inside} symbolizes the coefficient of convective heat transfer which is are taken place between wall inside and the air inside of the compartment.

2.3. Important Flow Parameters

Nusselt number correlation for turbulent flow, which is assumed at the outer surface of the bay in the cruise conditions is given as;

$$Nu_{l,turb} = 0.037\, Re_l^{\frac{4}{5}} Pr^{\frac{1}{3}} \quad (13)$$

$$Nu = hL/k \quad (14)$$

Where Pr is the Prandtl number which is a dimensionless parameter used in fluid mechanics and heat transfer to characterize the relative importance of molecular momentum diffusivity (kinematic viscosity (μ)) to thermal diffusivity (α) and Re is Reynolds number, a dimensionless quantity used in fluid mechanics to characterize the flow regime of fluid around an object or within a flow field, given in Eq. (16)

$$Pr = \mu / \alpha \quad (15)$$

$$Re_l = (\rho * U) / \mu \quad (16)$$

where ρ is the fluid's density, U characteristic velocity and μ the dynamic viscosity of the fluid.

For eq 14, h is the convective heat transfer coefficient, L is the characteristic length which is given in Figure 2.2 and k is the thermal conductivity of the fluid which is given in Table 3.3 and the h is the value of heat transfer coefficient between the ambient air at 2767 feet and 8000 feet while flying at 120 knots speed is obtained as $146.5\frac{w}{m^2K}$ and $140\ \frac{w}{m^2K}$.

The significance of buoyancy forces in a mixed convection flow can be assessed through the Grashof-to-Reynolds number ratio which is calculated using the Eq. (17).

$$\frac{Gr}{Re^2} = \frac{g\beta\nabla T L}{v^2} \quad (17)$$

where Gr is the Grashof number, g is the acceleration due to gravity. β is the volumetric thermal expansion coefficient. ∇T is the temperature difference. L is a characteristic length. v is the kinematic viscosity.
Moreover, the nusselt number for horizontal surfaces are given as Eq. (18)

$$Nu = 0.13(Gr * Pr)\text{^}(1/3) \quad (18)$$

where Nu is the Nusselt number, Pr is the Prandtl number. Furthermore, the nusselt number for vertical surfaces are given as ;

$$Nu = (Gr * Pr)^{\frac{1}{4}} \quad (19)$$

where Nu is the Nusselt number, Pr is the Prandtl number.

In cases of pure natural convection, the intensity of the buoyancy-induced flow is quantified using the Rayleigh number which is calculated using the Eq. (20).

$$Ra = \frac{g\beta\nabla T L^3 \rho}{\mu\alpha} \quad (20)$$

where ρ is the fluid's density and μ the dynamic viscosity of the fluid.

2.4. CFD Modelling

The research conducted in the scope of the study relies on numerical simulations employing advanced Computational Fluid Dynamics (CFD) techniques. A 3D model of the helicopter's avionics bay and cooling system is developed, incorporating all relevant geometrical details and components. There are two sides of the avionic compartment which are named Starboard and Port. The

Starboard side compartment is the one which is at the right side and the Port side compartment is the left side of the helicopter in an angle checked from the back.

The CFD simulations consider different altitudes and different fans according to their cooling capacity scenarios, representing a range of operational conditions encountered by helicopters. The simulations take into account the design variables such as altitude, air speed, and environmental conditions to realistically simulate the thermal behavior of the avionics bay cooling system.

2.4.1. Conservation of Momentum, Energy and Continuity Equations

The continuity equation is a statement of mass conservation in a fluid flow. For the turbulent flow, the continuity equation considering the conversation of mass is derived as given by Eq. (21)

$$\frac{\partial \bar{u}}{\partial x}+\frac{\partial \bar{v}}{\partial y}+\frac{\partial \bar{w}}{\partial z}=0 \qquad (21)$$

$\bar{u}\ \bar{v}\ \bar{w}$ are the velocity components with time average in the x, y, z directions respectively. Momentum equations for this case are given below;

$$\rho\left(\bar{u}\frac{\partial \bar{u}}{\partial x}+\bar{v}\frac{\partial \bar{u}}{\partial y}+\bar{w}\frac{\partial \bar{u}}{\partial z}\right)=-\frac{\partial \rho}{\partial x}+\mu\left(\frac{\partial^2 \bar{u}}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 \bar{u}}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 \bar{u}}{\partial z^2}\right)-\left(\frac{\partial \overline{u'^2}}{\partial x}+\frac{\partial \overline{u'v'}}{\partial y}+\frac{\partial \overline{u'v'}}{\partial z}\right) \qquad (22)$$

$$\rho\left(\bar{u}\frac{\partial \bar{v}}{\partial x}+\bar{v}\frac{\partial \bar{v}}{\partial y}+\bar{w}\frac{\partial \bar{z}}{\partial z}\right)=-\frac{\partial \rho}{\partial y}+\mu\left(\frac{\partial^2 \bar{u}}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 \bar{v}}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 \bar{v}}{\partial z^2}\right)-\left(\frac{\partial \overline{v'u'}}{\partial x}+\frac{\partial \overline{v'^2}}{\partial y}+\frac{\partial \overline{u'v'}}{\partial z}\right) \qquad (23)$$

$$\rho\left(\bar{u}\frac{\partial \bar{w}}{\partial x}+\bar{v}\frac{\partial \bar{w}}{\partial y}+\bar{w}\frac{\partial \bar{w}}{\partial z}\right)=-\frac{\partial \rho}{\partial z}+\mu\left(\frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial z^2}\right)-\left(\frac{\partial \overline{w'u'}}{\partial x}+\frac{\partial \overline{w'v'}}{\partial y}+\frac{\partial \overline{w'^2}}{\partial z}\right) \qquad (24)$$

The energy equation is given by Eq. (25)

$$\rho Cp\left(\frac{\partial T}{\partial t}+U\cdot \nabla T\right)=\nabla\cdot(k\nabla T)+q''+Q \qquad (25)$$

where Cp is the specific heat capacity at constant pressure and Q is External heat sources or sinks.

2.5. Validation Study

An experiment is conducted to validate the computational model which is built in the scope of the study. In the experiment, a fan that has moderate cooling capacity is used and the fan curve is given in Figure 3.

There are two symmetrically located fans at the floor of the compartment. Moreover, there are two outlets symmetrically located at the floor of the avionic compartment.

The experiment is conducted at a conditioned room which has the ability to keep the temperature of the room at approximately 50℃.

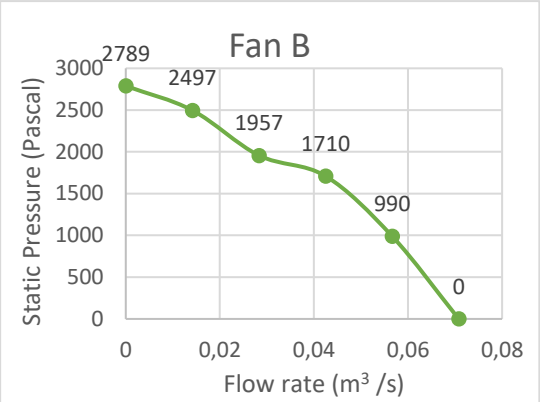


Figure 3: Fan Curve of Fan B

The forward avionic compartment and the equipments inside it are all made of aluminum. The heat generation from each modeled electronic equipment is supplied with resistances. Each piece of equipment has their own rate of heat dissipation and resistances are placed in boxes which have the same size as the real avionic equipments. The amount of heat dissipated from the avionic equipment are given in Table 2.[11]

Table 2: Heat Loads Generated by Avionic Equipment

Zone	Avionics Equipment	Heat Load(W)
PORT	Avionics 1	5
	Avionics 2	15
	Avionics 3	0
	Avionics 4	30
	Avionics 5	45
	Avionics 6	90
	Avionics 7	0
	Avionics 8	15
	Avionics 9	0
	Avionics 10	135
	Cover	300
STARBOARD	Avionics 1	5
	Avionics 2	15
	Avionics 3	30
	Avionics 4	6
	Avionics 5	45
	Avionics 6	90
	Avionics 7	15
	Avionics 8	0
	Avionics 9	105
	Avionics 10	135
	Avionics 11	0
	Cover	270

The data obtained from the analysis are taken when the system reaches a steady state, thus temperature values stabilize. Experimental data are taken from the thermocouple readings connected to the outlet of each avionic compartment. The outlet temperature data of the analysis and conducted experimental data are compared to check the validation and convergence of the study. The comparison which is in Figure 3 shows that the

temperature values of experiment and analysis are close to each other, with maximum error of 3.07%.

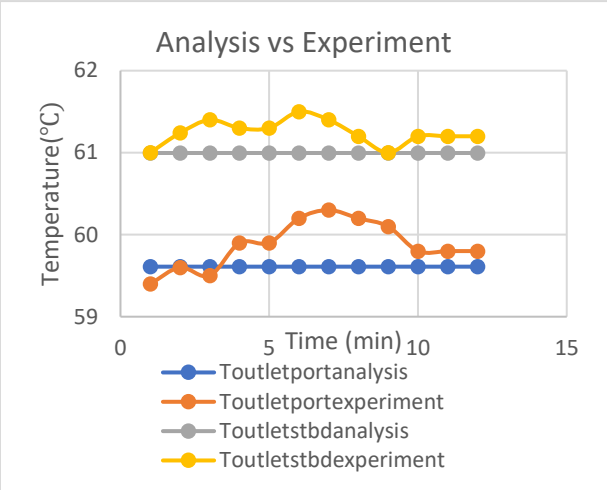


Figure 4: Comparison of the analysis and experimental data

In the given Figure 4 above, Toutletportanalysis is the outlet temperature of the port side of the compartment which is obtained from the analysis conducted and Toutletportexperiment is the outlet temperature of the port side of the compartment. which is obtained from the experiment. Moreover, Toutletstbdanalysis is the outlet temperature of the starboard side of the compartment which is obtained from the analysis conducted and Toutletstbdexperiment is the outlet temperature of the starboard side of the compartment which is obtained from the experiment.

2.6 Mesh Study and Turbulence Modelling

For the analyses, good meshing is important for getting true results. The mesh type used is hybrid mesh. To solve the boundary layer correctly inflation is used with a growth rate of 1.2. The mesh views of the compartment is shown in Figure 5.

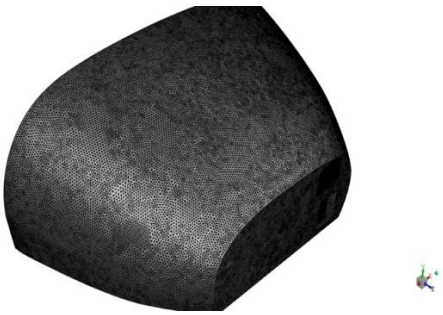


Figure 5: Mesh View

Achieving mesh independence is of paramount importance in CFD simulations to guarantee that the results remain unaffected by variations in mesh density, thus ensuring the accuracy and reliability of the findings. To investigate mesh independence for the avionics bay cooling system, five different mesh cases were considered, with varying mesh sizes.

In all of the cases y^+ values are between 2-5 therefore all of the cases are solved with the enhanced wall treatment option of Realizable k-epsilon turbulence model. It was observed that as the mesh was refined, the temperature values showed a trend of convergence, with a slight change in the temperature values between consecutive mesh sizes. Specifically, the temperature decreased gradually from around 62℃ for the coarser meshes to approximately 61℃ for the finest mesh.

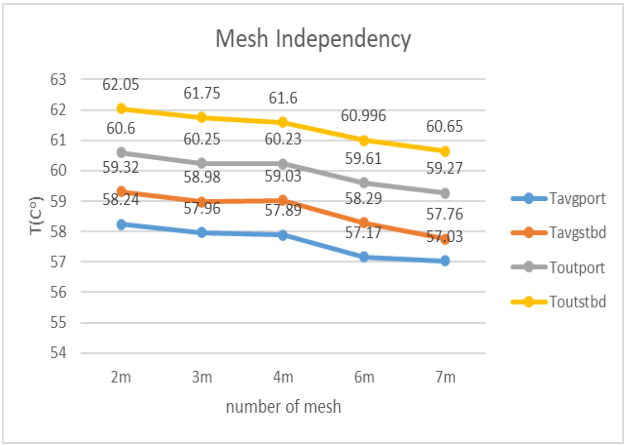


Figure 6: Comparison of the meshes

Based on the findings, the mesh case with approximately 6 million elements can be considered as the optimal compromise between computational cost and accuracy, which can be seen in Fig. 6, as it provides results close to the finest mesh while reducing computational resources.

The results of the analysis which are solved with the SST k- ω Turbulence Model give the outlet temperature values around 61 ℃, so the result is so close to the analysis which is solved with the Realizable k- ε Turbulence Model. For the rest of the cases, the Realizable k- ε Turbulence Model is used because of the computational resources efficiency.

2.7 Material Properties and Boundary Conditions

The material used in the selection of the avionic compartment and avionic equipment is aluminum and the medium of fluid is air which is used for cooling the compartment. The properties of the aluminum are given in Table 3.[20]

Table 3: Material Properties

Material Name	Density (kg/m3)	Thermal Conductivity (W/m-K)	Surface Emissivity
Aluminium	2719	237	0.78

The operational conditions are taken at the 2767 feet and 8000 feet and properties of air are given in Table 4

Table 4: Operational Conditions

Altitude(ft)	Air Temperature(℃)	Air Pressure(Pascal)
2767	50	91592
8000	-0.8	75263

The boundary conditions which are used in the analyses are taken as, intake-fan for fan inlets, wall for avionics, Cover, Seperator and Support and pressure outlet for outlets.

2.8 Studied Cases

There are total of 8 cases studied in the scope of the thesis, the first one being the validation case, which are summarized in Table 5.

Table 5: Studied Cases for Geometrical Modification and Different Operating Conditions

Simulated cases	Description	Fan Type	Outlet Location
Case 1 (Base Case)	Validation case 2767 Feet	Fan B	Floor of the Compartment
Case 2	2767 Feet Fan Power Modification	Fan A	Floor of the Compartment
Case 3	2767 Feet Fan Power Modification	Fan C	Floor of the Compartment
Case 4	2767 Feet Outlet Location Modification	Fan A	Up Wall of the Compartment
Case 5	2767 Feet Outlet Location Modification	Fan A	Side Wall of the Compartment
Case 6	At 2767 Feet	Fan B	Outlet at the Floor and flying with 120 knots
Case 7	At 8000 Feet	Fan B	Outlet at the Floor and flying with 120 knots
Case 8	At 8000 Feet	No Fan	Outlet at the Floor and flying with 120 knots

Case 1 which is the base Case is used for the actual model validation as described before. Case 2 and Case 3 are the new models which have different fans with different cooling capacities. In Case 4 and Case 5 outlet locations are changed to investigate the effect of fan outlet on the cooling of the equipment inside the bay. At Case 6, base simulation is modelled with same fan and outlet locations but this time model is flying at 120 knots to show how the cooling process is affected at an operational speed. In Case 7 simulation of high altitude is conducted to see the effects of altitude in the analysis (speed of 120 knots with 8000 feet altitude.) The last case, analysis is conducted for model flying at 120 knots and 8000 feet altitude but fans are shut down to simulate the natural flow conditions. In this case, fans are identified as pressure-outlets.

3 RESULTS

In the scope of the study, different analyses are conducted according to fan cooling capacity, altitude, and fan outlet locations.

At an altitude of 2767 feet, three different fans were analyzed for their cooling capacity on the avionics bay. The objective was to assess their effectiveness in maintaining the temperature within the avionics bay at a safe operating level, considering the necessary qualification for the equipment to keep working is at maximum 70℃. (Case 1,2,3)

Case 1: Fan B exhibited a moderate cooling capacity compared to Fan A. It succeeded in keeping the avionics bay temperature around 60℃, still within the necessary qualification limit. Although not as efficient as Fan A, Fan B was capable of providing adequate cooling to safeguard the electronic equipment.

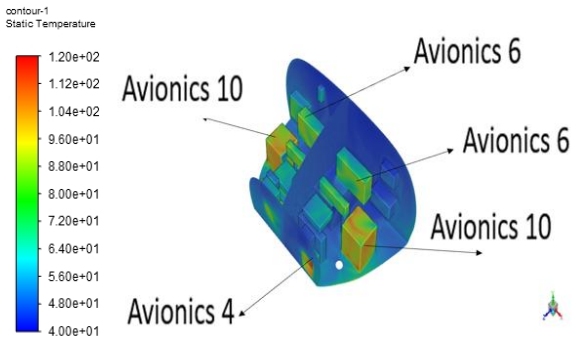


Figure 7: Temperature Contour of the Bay operated by Fan B at 2767 feet (Case 1)

Temperature Contour of the Bay operated by Fan B at 2767 feet can be seen in Fig. 7. Table 6 shows the average temperature of the selected avionic equipment's surfaces and Figure 7 gives the idea with a scale to equipment in general.

Table 6: Temperatures of the Selected Avionic Equipment for Case 1

Equipment Number	Temperature (℃)
Avionics 4 (Port)	94.58 ℃
Avionics 6 (Port)	73.92 ℃
Avionics 6 (Starboard)	75.79 ℃
Avionics 10 (Port)	86.59℃
Avionics 10 (Starboard)	87.91 ℃

Avionics 10 and Avionics 4 have high amount of heat dissipation, as can be seen in Figure 7, they are hotter from the rest of the avionics.

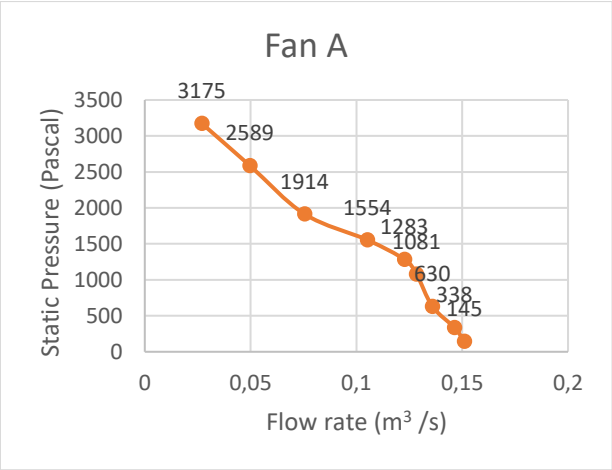


Figure 8: Fan curve of Fan A at 2767 feet

Case 2: Fan A whose performance curve is given in Fig. 8 demonstrated the best cooling capacity among the three fans. It effectively maintained the avionics bay temperature around 55°C, well below the equipment's necessary qualification limit of 70°C. This fan proved to be highly efficient in dissipating heat and ensuring the avionics bay's optimal operating conditions.

Table 7: Temperatures of the Selected Avionic Equipment for Case 2

Equipment Number	Temperature (°C)
Avionics 4 (Port)	82.61 °C
Avionics 6 (Port)	65.51 °C
Avionics 6 (Starboard)	66.47 °C
Avionics 10 (Port)	74.38 °C
Avionics 10 (Starboard)	75.19°C

Table 7 shows the average temperature of the selected avionic equipment's surfaces. Avionics 10 and Avionics 4 have high amount of heat dissipation when compared with other avionics but this time due to high amount of cooling capacity with Fan A, they are not as hot as in Case

Case 3: Fan C, with the least cooling capacity among the three fans, whose performance curve can be seen in Fig. 9 faced significant challenges in maintaining the avionics bay temperature within the required limit as can be seen in Tbale The temperature inside the avionics bay reached approximately 71°C, exceeding the necessary qualification limit of 70°C.

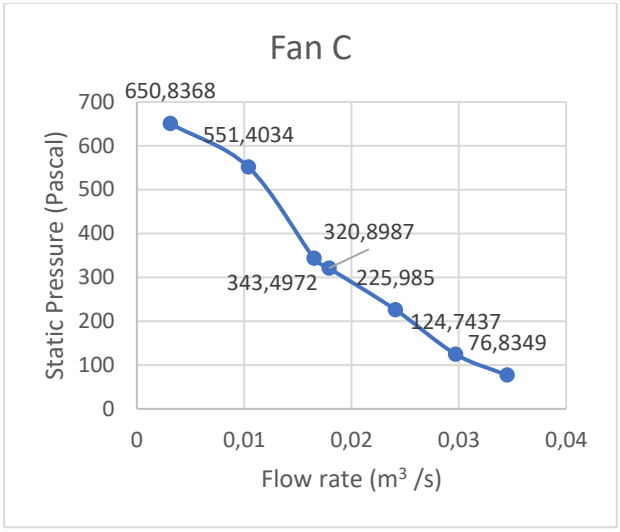


Figure 9: Fan curve of fan C at 2767 feet

It is evident that Fan C's cooling capacity was insufficient to meet the cooling demands of the compartment, potentially posing risks to the proper functioning of the electronic equipment.

Table 8 shows the average temperature of the selected avionic equipment's surfaces. this time due to least of cooling capacity with Fan C, surface temperatures of avionics are high when compared to the Case 1 and Case 2, as can be seen in Figure 10.

Table 8: Temperatures of the Selected Avionic Equipment for Case 3

Equipment Number	Temperature (°C)
Avionics 4 (Port)	116.8 °C
Avionics 6 (Port)	87.7 °C
Avionics 6 (Starboard)	91.1 °C
Avionics 10 (Port)	104.9°C
Avionics 10 (Starboard)	106.7°C

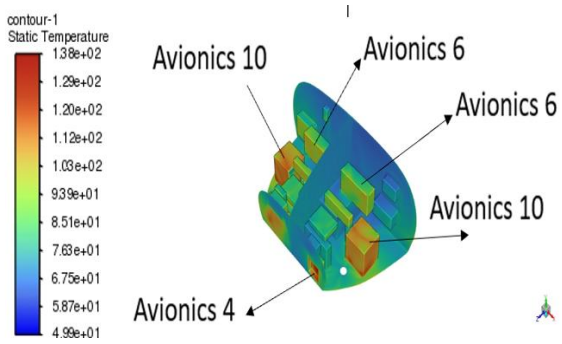


Figure 10. Temperature Contour of the Bay operated by Fan C at 2767 feet (Case 3)

When results of cases 1,2 and 3 are examined, it is evident that the choice of fan significantly influences the cooling performance of the avionics bay. Fan A demonstrated the most favorable results, effectively keeping the avionics bay temperature at 55°C, well within the necessary qualification limit. Fan B also provided acceptable cooling performance, maintaining the temperature at 60°C. However, Fan C, with the least cooling capacity,

was unable to meet the cooling requirements, leading to an elevated temperature of 71°C inside the avionics bay, which exceeds the necessary qualification limit of 70°C.

Further investigations were conducted by changing the outlet locations for the fan with the best cooling performance. The Base Case had the outlet located on the floor of the avionic compartment so alternative outlet positions such as on the side and up wall of the compartment are also investigated. (Case 1,4,5)

Case 4: Relocating the outlet of the fan to the up wall of the avionic compartment as can be seen in Fig. 11, demonstrated a good cooling performance. In this case, the Port Side of the compartment has an average temperature of 54.9 ℃ and Starboard Side of the compartment has an average temperature of 55.2 ℃ which is well within the necessary qualification limit of 70°C.

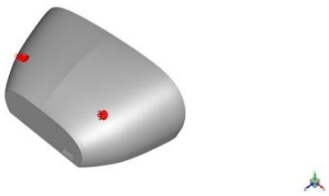


Figure 11: Outlet at the Up-Wall Configuration

This configuration of case 4 showed good cooling efficiency, since positioning the outlet on the up wall facilitated efficient hot air extraction, resulting in optimal cooling of the avionics bay. Temperature distribution is shown in Table 9 and Fig. 12.

Table 9: Temperatures of the Selected Avionic Equipment for Case 4

Equipment Number	Temperature (℃)
Avionics 4 (Port)	92.4 ℃
Avionics 6 (Port)	65.6 ℃
Avionics 6 (Starboard)	66.4 ℃
Avionics 10 (Port)	76.3℃
Avionics 10 (Starboard)	75.2 ℃

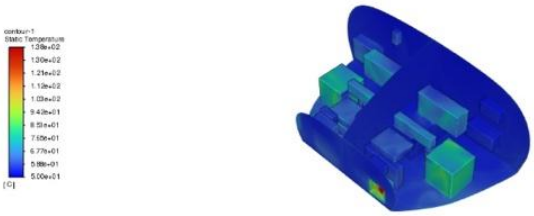


Figure 12: Temperature Contour of the Bay operated by Fan A Outlet on Up Wall at 2767 feet (Case 4)

Case 5: Placing the outlet of the fan on the side of the compartment yielded as a good option, as seen in Fig. 13.

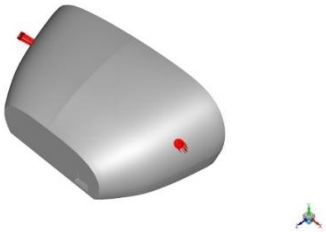


Figure 13: Outlet at the Up-Wall Configuration

In this case, the Port Side of the compartment has an average temperature of 54.85 ℃ and Starboard Side of the compartment has an average temperature of 56.48 ℃, which is still well within the acceptable operating limit. Although the cooling performance was slightly less efficient than with the up-wall outlet, the side outlet configuration remained effective in maintaining the avionics bay temperature within a safe range. Temperature distribution is shown in Table 10.

Table 10: Temperatures of the Selected Avionic Equipment

Equipment Number	Temperature (℃)
Avionics 4 (Port)	88.8 ℃
Avionics 6 (Port)	64.9 ℃
Avionics 6 (Starboard)	67.9 ℃
Avionics 10 (Port)	76.2℃
Avionics 10 (Starboard)	77.9 ℃

Analyses, involving different outlet locations for the fan with the best cooling capacity, revealed the impact of outlet placement on cooling effectiveness. Relocating the outlet to the up-wall of the avionic compartment provided good cooling, keeping the bay's average temperature near 54.9°C on the Port Side and 55.2°C on the Starboard Side.

Although slightly less efficient than the up-wall setup, the side outlet still cooled the bay well, maintaining a stable temperature of about 55.2°C, making it a feasible option.

Floor-mounted outlet ports showed the least outlet cooling efficiency but achieved the best average bay temperatures—around 53.8°C (Port Side) and 54.3°C (Starboard Side)—still within safe limits.

Further investigations were conducted with the Fan B where Fan B was tested under different flight conditions, such as flying at 120 knots and at 8000 feet with -0.80°C air temperature, to assess how altitude and airspeed affect cooling (Cases 6, 7, 8).

Case 6: At 2767 feet altitude, with the outlet positioned on the floor of the avionic compartment, the cooling performance was observed to be highly effective. In this case, the Port Side of the compartment has an average temperature of 53.05 ℃ and Starboard Side of the compartment has an average temperature of 54.41 ℃. well below the necessary qualification limit for the equipment to keep working. This configuration demonstrated exceptional cooling efficiency, as the aircraft is flying at an air speed of 120 knots. Temperature distribution is shown in Table 11 and Fig. 14.

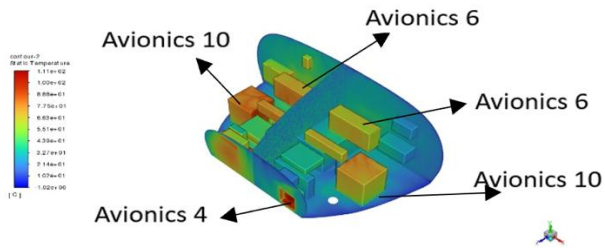


Figure 14: Temperature Contour of the Bay operated by Fan B Outlet on Floor at 2767 feet Flying at 120 knots

Table 11: Temperatures of the Selected Avionic Equipment

Equipment Number	Temperature (℃)
Avionics 4 (Port)	88.5 ℃
Avionics 6 (Port)	68.9 ℃
Avionics 6 (Starboard)	71.1 ℃
Avionics 10 (Port)	78.4 ℃
Avionics 10 (Starboard)	79.7 ℃

Case 7: Flying the helicopter at 8000 feet altitude led to highly reduced cooling compared to the flying at 2767 feet. In this case, the Port Side of the compartment has an average temperature of 2.16 ℃ and Starboard Side of the compartment has an average temperature of 3.89 ℃, which is still well within the acceptable operating limit.

Table 12: Temperatures of the Selected Avionic Equipment

Equipment Number	Temperature (℃)
Avionics 4 (Port)	52.4 ℃
Avionics 6 (Port)	18.4 ℃
Avionics 6 (Starboard)	24.8 ℃
Avionics 10 (Port)	29.5 ℃
Avionics 10 (Starboard)	35.7 ℃

Case 8: Case 8 has 8000 feet altitude with 120 knots speed conditions but fan is not operated in this case and it is represented as pressure outlet to see the results if the average temperature in the qualification limits.

Table 13. Temperatures of the Selected Avionic Equipment

Equipment Number	Temperature (℃)
Avionics 4 (Port)	91.3 ℃
Avionics 6 (Port)	65.8 ℃
Avionics 6 (Starboard)	74.8 ℃
Avionics 10 (Port)	68.8 ℃
Avionics 10 (Starboard)	77.9 ℃

In this case, the Port Side of the compartment has an average temperature of 32.95c℃ and Starboard Side of the compartment has an average temperature of 45.28 ℃. Temperature distribution can be seen in Table13. The results have shown us that in a high altitude and high speed condition Fan B can be inoperative and the equipment stay in permitted temperature limits.

4. CONCLUSION

Aim of this study is analyzing the avionics compartment's cooling system performance for different fans, for different conditions such as different altitudes and with different configurations of the bay fan outlet locations.

Regarding the studies, it can be depicted that the choice of outlet location and fan cooling capacity significantly influences the performance of the avionics bay cooling system. Optimal placement, enhances cooling efficiency, ensuring the safe and reliable operation of electronic equipment. Optimal placement of the outlet location may change according to placement of the avionics due to path of the flow inside the chamber, which have high dissipation rates. The optimal placement of the outlet enhances cooling efficiency, reducing the failures operation of electronic equipment.

The findings of the study contribute to a better understanding of avionics bay cooling systems and offer practical insights for improved cooling system design for both civilian and military helicopters under varying altitude and temperature conditions.

The general conclusions can be stated as:

- At an altitude of 2767 feet, three different fans were used. The results of the analysis shows that the fan with the best cooling capacity held the avionics bay temperature around 55℃, effectively meeting the necessary qualification of 70℃ for equipment to keep working. The fan with moderate cooling capacity keeps the temperature of avionics bay around 60℃, while the fan which has the least cooling capacity cannot keep the compartment in the allowed temperature limit which is the 70℃.

- When the outlet locations for the fan with the best cooling performance are studied (outlet located on the floor of the avionic compartment, on the side and up wall of the compartment) studies showed that the best performance is achieved on the Case 4, with the location of the outlet on top of the compartment. When it comes to optimizing the placement of the outlet for enhanced cooling efficiency within the avionics bay, several critical considerations come into play. First and foremost, extending the flow path is a really important parameter. Extension of flow path, allows the air flow to interact more with the avionics inside bay and make a cooler surrounding environment, resulting in a more efficient heat transfer process and, consequently, lower temperatures within the avionics bay. avoiding the scenario where hot air is reintroduced and efficiently expelling it instead.

- When the effect of speed (120 knots) of the aircraft is studied, it is depicted that, the bay's temperature is about 53.5℃ which meant flying in high speeds creates greater cooling on the avionics.

- When the cases at 8000 feet altitude, where the air temperature is -0.80℃ are studied, the resultant air temperatures fall to 3.89℃ at the Starboard side of the compartment and 2.16℃ at the Port side of the compartment which shows that air temperature is in suitable limits.

- When the same analysis are conducted without a fan, the results show that, the temperature of avionics bay

is around 32.95℃ for Port side and 45.28℃ for the Starboard side which means that if fan does not work or taken to inoperative by pilots, the avionics can keep working at the given operational conditions of 8000 feet.

- One of the study's findings is that, uniform distribution of airflow across the avionics bay is specifically important as the fans outlet locations. This guarantees that avionic equipment has proper cooling, preventing the formation of hot spots or areas where air becomes stagnant.

These findings underscore the importance of precise fan selection and strategic outlet placement in designing an efficient cooling system for helicopters' avionics bays and importance of the needs of the cooling in the different operational conditions. For having safe operations with civilian helicopters for cargo and transportation with more complex avionics, cooling systems will have higher importance in the future than today. Moreover, for military aircrafts with technological superiority with the advanced avionic equipment of high heat loads such as radars, increasing need of cooling of the avionic equipment will evolve into a significantly more critical issue.

6. REFERENCES

[1] Mike Tooley and David Wyatt (2009), Aircraft Electrical and Electronic Systems: Principles, Operation and Maintenance, B&H Publications, UK.

[2] SAE INTERNATIONAL (2021), Aerospace Information Report AIR64TMC, Warrendale, USA.

[3] US Department of Defense (2019), MIL-STD-810 H Environmental Engineering Laboratory, Virginia, USA.

[4] Ian Moir, Allan Seabridge (2008), Aircraft Systems: Mechanical, Electrical, and Avionics Subsystems Integration, Wiley Publications, UK.

[5] A. Rosero, J. A. Ortega, E. Aldabas, and L. Romeral (2007), "Moving towards a more electric aircraft", IEEE Aerospace and Electronic Systems Magazine, vol. 22, no. 3, pp. 3–9, doi: 10.1109/MAES.2007.340500.

[6] R. Grimes, M. Davies, J. Punch, T. Dalton, and R. Cole (2001), "Modeling Electronic Cooling Axial Fan Flows", J Electron Package, vol. 123, no. 2, pp. 112–119, doi: 10.1115/1.1339821.

[7] B. Muralidharan, F. A. Iqbal Mariam, S. Karajgikar, D. Agonafer, and M. Hendrix (2010), "Energy minimization-based fan configuration for double walled telecommunication cabinet with solar load", Annual IEEE Semiconductor Thermal Measurement and Management Symposium, pp. 270–277, Arlington, Texas, doi: 10.1109/STHERM.2010.5444278.

[8] R. Romadhon, M. Ali, A. M. Mahdzir, and Y. A. Abakr (2009), "Optimization of cooling systems in data centre by computational fluid dynamics model and simulation", Conference on Innovative Technologies in Intelligent Systems and Industrial Applications, CITISIA 2009, pp. 322–327, Malaysia, doi: 10.1109/CITISIA.2009.5224189.

[9] D. W. Hengeveld, J. E. Braun, E. A. Groll, and A. D. Williams (2012), "Optimal Placement of Electronic Components to Minimize Heat Flux Nonuniformities", Journal of Spacecraft and Rockets, vol. 48, no. 4, pp. 556–563, doi: 10.2514/1.47507.

[10] B. Jackson and J. N. Norgard (2002), "A stochastic optimization tool for determining spacecraft avionics box placement", IEEE Aerospace Conference Proceedings, vol. 5, pp. 2373–2382, Colorado, USA doi: 10.1109/AERO.2002.1035410.

[11] Akın Altuğ (2019), Computational Investigation of Rotorcraft Avionics Bay Cooling System (Master's Thesis), Middle East Technical University, Ankara.

SAATLİK KURU-ISLAK TERMOMETRE FARKINA DAYALI EVAPORATİF SOĞUTMA POTANSİYELİNİN DEĞERLENDİRİLMESİ: MERSİN İLİ ÖRNEĞİ

Ali KEÇEBAŞ*, Emine Yağız GÜRBÜZ*, Mustafa ERTÜRK, Onur Vahip GÜLER***
* Muğla Sıtkı Koçman Üniversitesi, Teknoloji Fakültesi, Enerji Sistemleri Mühendisliği Bölümü, 48000 Menteşe, MUĞLA, alikecebas@mu.edu.tr, emineguruz@mu.edu.tr, onurguler@mu.edu.tr
** Sakarya Uygulamalı Bilimler Üniversitesi, Teknoloji Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 54187 Serdivan, SAKARYA, mustafaerturk@subu.edu.tr

Özet: Bu çalışma, evaporatif soğutma sistemlerinin iklimsel uygulanabilirliğini saatlik düzeyde analiz ederek, özellikle Türkiye'nin güneyinde yer alan Mersin ili için bu potansiyelin zamansal dağılımını ve sürekliliğini değerlendirmektedir. Literatürde, buharlaşmalı soğutma potansiyelinin değerlendirilmesinde genellikle yıllık ortalama iklim parametrelerine dayalı, düşük çözünürlüklü ve sınırlı süreli veriler kullanılmaktadır. Ancak bu yaklaşım, saatlik değişkenliğin ve sürekliliğin göz ardı edilmesine neden olmakta; bu da sistem tasarımı, otomasyon ve enerji modellemesi açısından yetersiz sonuçlara yol açmaktadır. Bu araştırma, 2019–2023 yılları arasındaki beş yıllık saatlik kuru ve ıslak termometre sıcaklık verilerine dayanarak, ΔT değerine göre evaporatif potansiyeli üç sınıfa ayırmakta (ΔT < 4 °C, 4–7 °C, ≥7 °C) ve bu sınıflandırmayı literatür destekli olarak gerekçelendirmektedir. Bulgulara göre, toplam verilerin %38'inde ΔT ≥ 7 °C koşulu sağlanmış; en yüksek ΔT değeri 2021 yılı Ağustos ayında 8.3 °C olarak kaydedilmiş ve ardışık yüksek potansiyel süresi 24 saate kadar ulaşmıştır. Özellikle Temmuz–Ekim aylarında ve günün 11:00–17:00 saatleri arasında potansiyel değerlerinin yoğunlaştığı belirlenmiştir. Çalışma, doğrudan ölçülmüş ıslak termometre sıcaklığı verisiyle ve saatlik çözünürlükte yapılan bu analizle, mevcut literatürdeki boşluğu doldurmakta; evaporatif sistemlerin yerel düzeyde zamanlamaya dayalı optimizasyonuna katkı sunmaktadır. Bu yönüyle, mikroiklim temelli soğutma stratejilerinin geliştirilmesine yönelik önemli bir karar destek altyapısı sağlamaktadır.
Anahtar Kelimeler: Evaporatif soğutma, Kuru-ıslak termometre farkı, Saatlik iklim verisi, Pasif soğutma, Termal konfor, Mersin iklimi.

ASSESSMENT OF EVAPORATIVE COOLING POTENTIAL BASED ON HOURLY DRY-WET BULB TEMPERATURE DIFFERENTIAL: A CASE STUDY FROM MERSIN

Abstract: This study evaluates the temporal distribution and continuity of evaporative cooling potential in the city of Mersin, located in southern Türkiye, through an hourly-based climatic analysis. In the literature, evaporative cooling potential is generally assessed using annual average climatic parameters, which are low in resolution and based on short-term datasets. However, such an approach often neglects hourly variability and continuity, leading to limited applicability in system design, automation, and energy modeling. This research utilizes five years (2019–2023) of hourly dry- and wet-bulb temperature data to classify evaporative potential into three levels (ΔT < 4 °C, 4–7 °C, ≥7 °C), and supports this classification with literature-based justification. The findings reveal that 38% of all data points meet the ΔT ≥ 7 °C condition; the highest ΔT was recorded as 8.3 °C in August 2021, and the longest continuous period with high potential extended up to 24 hours. It was also observed that values tend to peak between July and October, especially during the hours of 11:00 to 17:00. By utilizing directly measured wet-bulb temperature data and conducting an analysis with hourly resolution, this study addresses a significant gap in the existing literature and contributes to the temporal optimization of evaporative systems at the local level. In this context, it provides a critical decision-support foundation for developing microclimate-based passive cooling strategies.
Keywords: Evaporative cooling, Dry-wet bulb temperature difference, Hourly climate data, Passive cooling, Thermal comfort, Mersin climate.

GİRİŞ

Küresel ölçekte artan enerji tüketimi ve iklim değişikliği kaynaklı sıcaklık artışları, özellikle sıcak ve yarı kurak iklim kuşaklarında yer alan bölgelerde soğutma ihtiyacını kritik bir sorun haline getirmiştir (Aldossary et al., 2014). Binalarda soğutma amaçlı enerji kullanımı, hem elektrik tüketiminin hem de karbon emisyonlarının önemli bir bileşenini oluştururken, mevcut sistemlerin büyük bölümü fosil kaynaklara dayalı çalışmakta ve çevresel

sürdürülebilirlik açısından ciddi riskler taşımaktadır (Khourchid et al., 2023). Özellikle Akdeniz iklimine sahip bölgelerde yaz aylarında yaşanan uzun süreli yüksek sıcaklıklar ve düşük gece serinliği, soğutma yüklerini artırmakta; bu durum, alternatif, düşük enerjili ve çevre dostu soğutma yöntemlerine olan ihtiyacı daha da ön plana çıkarmaktadır (Imessad et al., 2014, Norouzi et al., 2024; Tomrukcu and Ashrafian, 2024). Bu çerçevede, yerel iklim parametrelerine dayalı pasif soğutma stratejileri, sürdürülebilir bina tasarımı ve iklim adaptasyon politikaları açısından stratejik bir çözüm potansiyeli taşımakta olup, evaporatif soğutma sistemleri bu yaklaşımın önde gelen uygulamalarından biri olarak değerlendirilmektedir (Zhang et al., 2021; Díaz-López et al., 2022; Correia et al., 2024).

Evaporatif soğutma sistemleri, düşük enerji gereksinimi ve çevresel sürdürülebilirlik açısından avantajlı bir çözüm sunmasına rağmen, bu sistemlerin iklimsel uygulanabilirliği büyük ölçüde yerel hava koşullarına bağlıdır. Özellikle kuru ve ıslak termometre sıcaklığı arasındaki fark (ΔT) evaporatif soğutmanın etkinliğini doğrudan etkileyen temel bir parametre olarak kabul edilmekte, hava nem kapasitesini ve dolayısıyla potansiyel soğutma verimini belirlemektedir (Haile et al., 2024; Rasheed et al., 2025). Ancak mevcut literatürde evaporatif soğutma potansiyeli genellikle yıllık ortalama veriler veya sınırlı sayıda gün bazlı analizlerle değerlendirildiğinden, saatlik bazda zamansal değişkenliğin ve sürekliliğin detaylı şekilde incelendiği çalışmalar oldukça sınırlıdır (Smith et al., 2011). Bu eksiklik, özellikle sistem tasarımı, otomasyon planlaması ve enerji yönetimi açısından yerel düzeyde hata payı yüksek, genelleştirilmiş sonuçlara yol açmaktadır. Bu bağlamda, Türkiye'nin güneyinde yer alan ve yaz aylarında yüksek sıcaklıkların yanı sıra düşük bağıl nem değerleriyle öne çıkan Mersin ili, evaporatif soğutma sistemleri açısından hem iklimsel uygunluk hem de pratik uygulama potansiyelinin detaylı incelenmesi için uygun bir örnek teşkil etmektedir.

Literatürde evaporatif soğutma sistemlerinin iklimsel uygulanabilirliğini belirlemeye yönelik çok sayıda çalışma bulunmaktadır. Camargo et al. (2006), evaporatif soğutma için kuru ve ıslak termometre sıcaklığı farkına (ΔT) dayalı Feasibility Index (FI) yaklaşımı geliştirerek, ΔT'nin sistem performansının temel bir göstergesi olduğunu vurgulamıştır. Watt (1963) ve ASHRAE (2019) kaynakları düşük ΔT değerlerinde sistem verimliliğinin kısıtlandığını belirtmiştir. Smith et al. (2011) ise saatlik iklim verilerini kullanarak, buharlaşmalı soğutma potansiyelinin zamansal değişkenliğini olasılıksal yaklaşımla analiz etmiş ve gelecekteki uygulanabilirliğine dair öngörüler sunmuştur. Santos et al. (2021) çok merkezli bir çalışmayla, 29 farklı şehir için ΔT değerlerinin küresel ölçekte ne denli değişkenlik gösterdiğini ortaya koyarken, ΔT ortalamasının evaporatif soğutma uygunluğunda belirleyici bir eşik olduğunu belirtmiştir. Benzer şekilde Kurazumi et al. (2018), Japonya örneğinde ΔT dağılımlarını inceleyerek özellikle 6–9 °C bandının açık alan termal konforu için kritik olduğunu ifade etmiştir. Zhang et al. (2021) tarafından yapılan kapsamlı derleme çalışmasında, dirençli ve sürdürülebilir soğutma stratejileri kapsamında evaporatif soğutmanın iklim koşullarına duyarlılığı vurgulanmıştır. Haile et al. (2024) ise evaporatif soğutma sistemlerini özellikle kuru ve sıcak iklimlerde değerlendirmiş ve ΔT farkının sistem etkinliği üzerindeki belirleyici rolüne dikkat çekmiştir. Akdeniz iklimine benzer koşullar için Correia et al. (2024) ve Díaz-López et al. (2022) tarafından yapılan çalışmalarda da pasif soğutma stratejilerinin, mikroiklim temelli yaklaşımlarla daha etkin uygulanabileceği ve bu yöntemlerin sürdürülebilir bina tasarımı açısından önem arz ettiği belirtilmiştir. Ancak mevcut çalışmaların büyük bölümü, ya sınırlı süreli veriler üzerinden yıllık ortalamalara dayalı analizlerle ya da genel fizibilite değerlendirmeleri ile sınırlı kalmış, saatlik bazda zamansal sürekliliği ve potansiyel yoğunluğunu detaylı biçimde ortaya koyan, yerel iklim verisine dayalı özgün uygulamalar literatürde oldukça sınırlı kalmıştır.

Bu çalışmanın temel amacı, Türkiye'nin Akdeniz iklim kuşağında yer alan Mersin ili için beş yıllık (2019–2023) saatlik kuru ve ıslak termometre sıcaklık verilerine dayalı olarak evaporatif soğutma potansiyelini ΔT farkı esas alınarak yüksek zamansal çözünürlükte değerlendirmektir. Çalışma, doğrudan ölçülmüş meteorolojik verilerle ΔT değerlerini saatlik bazda analiz ederek, literatürde eksikliği hissedilen zamansal süreklilik, frekans ve yoğunluk temelli kapsamlı bir değerlendirme sunmaktadır. Evaporatif soğutma potansiyelini düşük, orta ve yüksek olmak üzere üç sınıfa ayırarak zamansal dağılımını belirleyen bu çalışma, yerel iklim koşullarına uygun pasif soğutma stratejilerinin geliştirilmesine yönelik karar destek altyapısı sağlamaktadır. Çalışmanın özgün katkısı, literatürde yaygın olan yıllık ortalama veya noktasal veriler yerine, saatlik çözünürlükte ve doğrudan ölçülmüş verilere dayalı olarak süreklilik, ardışıklık ve zaman-mekan yoğunluğu kavramlarını entegre etmesinde yatmaktadır. Elde edilen bulgular, evaporatif soğutma sistemlerinin otomasyon algoritmaları, sistem boyutlandırması ve mikroiklim temelli optimizasyon yaklaşımları açısından önemli bir referans niteliği taşımakta olup, benzer iklim koşullarına sahip diğer bölgeler için de uygulanabilir bir metodolojik temel sunmaktadır.

MATERYAL VE YÖNTEM

Çalışma Alanı ve İklimsel Bağlam

Bu çalışma, Türkiye'nin güneyinde, Akdeniz kıyısında yer alan Mersin ili (36.8 °K, 34.6 °D) üzerine odaklanmaktadır. Mersin, Köppen-Geiger iklim sınıflandırmasına göre (Beck et al., 2023) sıcak yazların görüldüğü Akdeniz iklimi (Csa) özelliklerini taşımaktadır (Öztürk vd., 2017; Yılmaz ve Çiçek, 2019). Bölge, yaz aylarında yüksek sıcaklıklar ve düşük yağış miktarları, kış aylarında ise ılıman hava koşulları ve artan nem oranları ile karakterize edilmektedir. Yaz dönemlerinde gündüz sıcaklıkları sıklıkla 35 °C'nin üzerine çıkmakta; gece sıcaklıkları ise çoğu zaman konfor eşiği olan 24 °C'nin altına düşmemektedir. Bu durum, soğutma enerjisi

talebini artırmakta ve özellikle konutlarda iklimlendirme sistemlerine bağımlılığı tetiklemektedir. Ancak aynı zamanda, yaz aylarında görece düşük bağıl nem değerleri ile birlikte zaman zaman etkili olan doğal hava hareketleri, evaporatif soğutma ve doğal havalandırma gibi pasif soğutma stratejilerinin uygulanabilirliğini gündeme getirmektedir. Mersin'in seçilme nedeni, tipik Akdeniz iklimi koşullarını temsil etmesinin yanı sıra, kentleşme baskısına bağlı olarak artan soğutma ihtiyacının pasif stratejilerle ne ölçüde karşılanabileceğine dair bilimsel bir değerlendirme yapma potansiyelidir. Bu bağlamda, çalışma alanı hem yöntem geliştirme hem de iklime duyarlı bina tasarımı açısından uygun bir doğrulama sahası olarak belirlenmiştir.

Veri Temini ve Meteorolojik Değişkenler

Bu çalışmada kullanılan meteorolojik veriler, Mersin iline ait 5 yıllık (2019–2023) saatlik çözünürlükteki gözlem verilerinden oluşmaktadır. Veriler, Türkiye Cumhuriyeti Meteoroloji Genel Müdürlüğü'nün resmi ölçüm istasyonlarından elde edilmiş olup, çalışmanın temelini oluşturan iklimsel potansiyel değerlendirmeleri için gerekli tüm anahtar parametreleri kapsamaktadır (Meteoroloji Genel Müdürlüğü, 2024). Kullanılan parametreler ise Kuru Termometre Sıcaklığı (T_{kt}), Islak Termometre Sıcaklığı ($T_{ıt}$) ve saatlik zaman bilgisi (Yıl, Ay, Gün, Saat). T_{kt} ve $T_{ıt}$ verileri farklı formatlarda olup, öncelikle uzun formata dönüştürülerek (Yıl, Ay, Gün, Saat) şeklinde birleştirilmiştir. Tüm veriler Excel formatında ön işlemeye tabi tutulmuş, tarih-saat bilgileri birleştirilerek tekil bir zaman serisi oluşturulmuştur. Verilerin saatlik formatta olması, gün içi değişimlerin yakalanabilmesi ve iklime duyarlı stratejilerin saatlik olarak sınıflandırılabilmesi açısından büyük önem arz etmektedir.

Kuru-Islak Termometre Farkı (ΔT) Analizi

Evaporatif soğutma sistemlerinin performans değerlendirmesi genellikle, ortamdan emilen ısı miktarını tanımlayan soğutma kapasitesi (Q_s) ve sistemin ıslak termometre sıcaklığına ($T_{ıt}$) göre etkinliğini ifade eden ıslak termometre etkinliği (ε) ile yapılmaktadır (Santos et al., 2021; Alfraidi et al., 2024; Haile et al., 2024). Soğutma kapasitesi aşağıdaki eşitlikle ifade edilir:

$$Q_s = \dot{m} C_p (T_{kt,g} - T_ç) \quad (1)$$

Burada $\dot{m}$, hava debisi (kg/s); C_p, havanın özgül ısısı (J/kg°C); $T_{kt,g}$, giriş kuru termometre sıcaklığı; $T_ç$, çıkış hava sıcaklığıdır. Öte yandan, ıslak termometre etkinliği, soğutucudan çıkan havanın sıcaklık düşüşünün teorik maksimum düşüşe oranını verir (Kindangen and Umboh, 2017; Poku et al., 2017):

$$\varepsilon = \frac{T_{kt,g} - T_ç}{T_{kt,g} - T_{ıt,g}} \quad (2)$$

Burada $T_{ıt,g}$, giriş havasının ıslak termometre sıcaklığıdır. Ancak bu çalışmada sistemin içsel performansı değil, yalnızca dış atmosfer koşullarının evaporatif soğutma açısından ne ölçüde uygun olduğu değerlendirilmiştir. Bu nedenle analiz, sistem temelli verim hesaplaması yerine, doğrudan kuru ve ıslak termometre sıcaklığı arasındaki fark olan ΔT ($= T_{kt} - T_{ıt}$) değerine odaklanmaktadır.

ΔT, havanın nem alma kapasitesiyle doğrudan ilişkili olup, buharlaşma yoluyla sağlanabilecek ısı gideriminin teorik potansiyelini temsil eder. Her bir saatlik gözlem için hesaplanan ΔT değeri aşağıdaki eşitlik ile belirlenmiştir:

$$\Delta T = T_{kt} - T_{ıt} \quad (3)$$

Burada T_{kt} kuru termometre sıcaklığı, $T_{ıt}$ ise ıslak termometre sıcaklığıdır; her iki parametre de doğrudan meteorolojik veri setinden elde edilmiştir. ΔT değerinin yüksek olması, bağıl nemin düşük olduğunu ve ortam havasının daha fazla buharlaştırma kapasitesi taşıdığını gösterir. Bu nedenle ΔT, doğrudan sistem performansına değil, iklimin evaporatif soğutmaya olan uygunluğuna dair karar desteği sunan kritik bir iklimsel değişkendir. Bu çalışma kapsamında ΔT değerinin zamansal değişimi analiz edilerek, pasif soğutma sistemlerinin hangi koşullarda ve dönemlerde verimli biçimde devreye alınabileceği belirlenmiştir.

Tablo 1. ΔT değerlerine göre evaporatif soğutma potansiyeli sınıflandırması.

ΔT aralığı	Sınıf	Açıklama
ΔT ≥ 7 °C	Yüksek potansiyel	Hava nem taşıma kapasitesi yüksektir; verimli evaporatif soğutma sağlanabilir
4 °C ≤ ΔT < 7 °C	Orta potansiyel	Kısmi evaporatif soğutma mümkündür; sistem verimi ortam koşullarına bağlı
ΔT < 4 °C	Düşük potansiyel	Evaporatif soğutma etkisi sınırlıdır; hava doymuş ya da nemli olabilir

ΔT değeri, evaporatif soğutma potansiyelinin sınıflandırılmasında kullanılmak üzere Tablo 1'de görüldüğü üzere üç temel kategoriye ayrılmıştır. Bu çalışmada kullanılan üçlü ΔT sınıflandırması, ΔT < 4 °C (düşük potansiyel), 4–7 °C (orta potansiyel), ΔT ≥ 7 °C (yüksek potansiyel), mevcut literatürdeki mühendislik uygulamaları, psikrometrik değerlendirmeler ve iklimsel gözlemler doğrultusunda yapılandırılmıştır. Öncelikle, Camargo et al. (2006) tarafından önerilen "Feasibility Index (FI)" yaklaşımı, evaporatif soğutmanın etkinliğini doğrudan ΔT değeriyle ilişkilendirmektedir. Bu çalışmada, evaporatif soğutma sistemlerinin konfor soğutması için uygun kabul edilebilmesi adına, ΔT farkının en az 11 °C olması gerektiği vurgulanmıştır. Buna göre, ΔT değerinin yüksek olması buharlaşma kapasitesinin arttığını ve dolayısıyla sistemin daha verimli

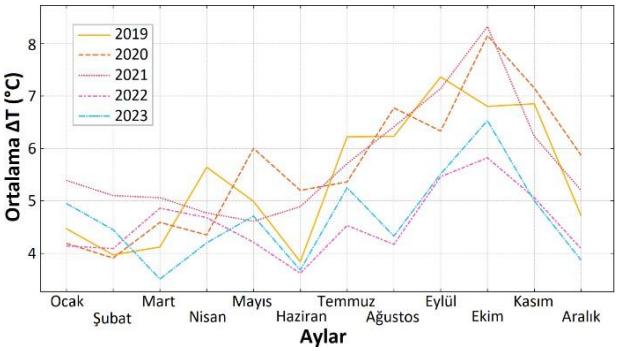
çalıştığını göstermektedir. Ancak, Santos et al. (2021) tarafından yürütülen çok merkezli iklimsel analizde, dünya genelinde 29 büyük şehir için hesaplanan 2% tasarım kuru ve ıslak termometre sıcaklıkları kullanılarak, ΔT ortalamasının yaklaşık 8.9 °C olduğu bildirilmiştir. Kurazumi et al. (2018) çalışmasında ise, Japonya'daki açık alanlarda yapılan analizlerde, ΔT değerlerinin genellikle 6–9 °C bandında yoğunlaştığı belirtilmiştir. Bu bulgu, 7 °C sınırının, sıcak ve nemli iklimlerde yüksek potansiyelin başlangıcı olarak değerlendirilebileceğini desteklemektedir. Bu durum, mühendislik uygulamaları için 7 °C eşik değerinin mantıklı ve yaygın olarak geçerli bir sınır olduğunu göstermektedir.

Diğer taraftan, ΔT < 4 °C değerleri, Watt (1963) ve ASHRAE (2019) gibi kaynaklarda da "comfort cooling" için yeterli depresyon sağlanamayan koşulları temsil etmektedir. Bu nedenle bu aralık "düşük potansiyel" olarak tanımlanmıştır. Poku et al. (2017) çalışmasında ise bu değerler için tropikal iklimlerde evaporatif soğutma sistemlerinin etkisiz olduğu koşullar olarak belirtilmiştir. Bu da, düşük ΔT değerlerinin buharlaşmalı sistemler açısından yetersiz potansiyel gösterdiği anlamına gelmektedir. Bu sınıf, sistemlerin teknik olarak çalışsa da konfor üretmeyecek kadar düşük verimde kaldığını ifade etmektedir. Son olarak, ASHRAE (2023), ΔT sınıflandırmasına doğrudan yer vermese de, konfor zonlarını tanımlarken kuru ve ıslak termometre sıcaklıklarının birlikte değerlendirilmesi gerektiğini belirtmiş ve bu parametre farkının iç ortam konforuna etkisini dolaylı olarak vurgulamıştır. Sonuç olarak, 4 °C ≤ ΔT < 7 °C aralığı ise, bölgesel ve mevsimsel olarak geçiş koşullarını temsil eder; sistemin çalışabileceği ancak maksimum verim alınamayacağı bir durumu işaret eder. Bu bağlamda, üçlü ΔT sınıflandırması hem literatürdeki uygulama kriterlerine hem de geniş ölçekli iklimsel verilerle yapılan karşılaştırmalara dayalı olarak tanımlanmış olup, bu sınıflandırmanın hem mühendislik hesaplarında hem de enerji modellemelerinde karar destek sağlayacak bir temel sunması amaçlanmıştır. Bu çalışmada Mersin ili için tüm ΔT değerleri saatlik çözünürlükte hesaplanmış ve aylık bazda toplam yüksek potansiyelli saat sayısı belirlenerek bölgenin sezonluk evaporatif soğutma potansiyeli analiz edilmiştir. Böylece, gerek konut ölçeğinde gerekse mimari düzeyde uygulanabilecek pasif soğutma stratejileri için karar destek verisi oluşturulmuştur.

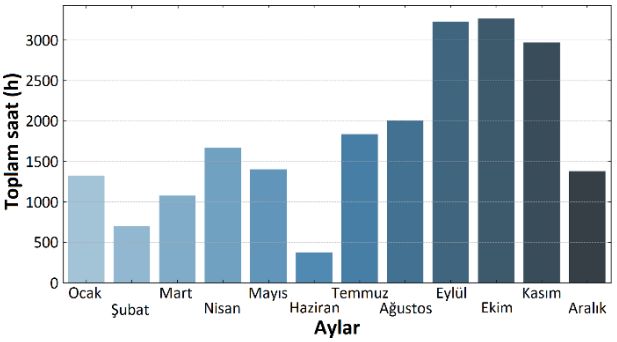
BULGULAR VE TARTIŞMA

Bu çalışma, Mersin ili için saatlik ıslak ve kuru termometre sıcaklığı verileri kullanarak evaporatif soğutma potansiyelini çok boyutlu olarak analiz etmektedir. Analizler sonucunda ortaya çıkan bulgular, zaman, potansiyel düzeyi ve süreklilik gibi faktörleri dikkate alarak sistem uygulamasına yönelik stratejik çıkarımlar sunmaktadır. Bu nedenle, potansiyelin yıllık dağılımına ilişkin ilk değerlendirme, kuru ve ıslak termometre sıcaklıkları arasındaki farkın (ΔT) aylık ortalamaları üzerinden gerçekleştirilmiştir.

Bu amaçla, ilk olarak ΔT değerlerinin yıl içerisindeki ortalama düzeyleri incelenmiştir. 2019–2023 yılları arasında Mersin ili için hesaplanan aylık ortalama kuru ve ıslak termometre sıcaklığı farkları ($\Delta T = T_{kt} - T_{ıt}$), özellikle yaz aylarında belirgin biçimde artış göstermiştir. Şekil 1'de bu döneme ait aylık ortalama ΔT değerleri detaylı olarak sunulmaktadır. 2021 yılı Ağustos ayında 8.3 °C, 2020 yılı Ağustos'ta 8.1 °C, 2019 yılı Eylül'de 7.3 °C, 2022 yılı Ekim'de 5.9 °C ve 2023 yılı Temmuz'da 5.2 °C olarak ölçülen ΔT değerleri, evaporatif soğutma potansiyelinin en yüksek olduğu dönemin genellikle Temmuz–Ağustos ayları olduğunu açıkça ortaya koymaktadır. Yıllık karşılaştırmalarda, Temmuz ayı ortalama ΔT değeri 2019'da 6.2 °C, 2020'de 5.7 °C, 2021'de 6.0 °C, 2022'de 4.5 °C ve 2023'te 5.2 °C olarak belirlenmiş; bu durum 2019 ve 2021 yıllarında göreceli olarak daha istikrarlı ve yüksek bir potansiyel bulunduğuna işaret etmiştir. Aylar bazında değerlendirildiğinde ise, Haziran–Temmuz–Ağustos döneminde ΔT değerlerinin 5.7–8.3 °C aralığında yoğunlaştığı; buna karşın Ocak–Mart aylarında 3.6–5.3 °C bandına gerilediği gözlemlenmiştir. Özellikle 2023 yılı Mart ayında ölçülen 3.6 °C'lik ortalama, çalışmadaki en düşük ΔT değeri olmuştur.



Şekil 1. 2019–2023 yılları arasında aylık ortalama kuru ve ıslak termometre sıcaklığı farkı (ΔT) değerlerinin yıllara göre değişimi.



Şekil 2. Aylık toplam ΔT ≥ 7 °C koşulunu sağlayan saat sayılarının 2019–2023 yılları arasındaki toplamı.

Evaporatif soğutma potansiyelinin sürekliliğini ortaya koymak amacıyla analiz edilen ΔT ≥ 7 °C koşulunu sağlayan toplam saat sayıları ise Şekil 2'de verilmiştir. Bu grafik, yıl içerisindeki yüksek potansiyelli saatlerin aylık dağılımını sayısal olarak ortaya koymakta ve sistemlerin hangi dönemlerde daha verimli çalışabileceğine ilişkin doğrudan bir gösterge sunmaktadır. 2023 yılı Ekim ayında 3.270 saat, Eylül'de 3.245 saat ve Kasım'da 2.960 saat ΔT ≥ 7 °C koşulunun sağlanması, yüksek potansiyelin erken

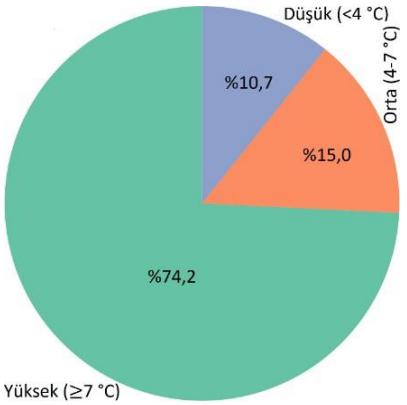
sonbaharda da sürdüğünü açıkça göstermektedir. Öte yandan Haziran ayındaki 740 saatlik ve Şubat ayındaki 710 saatlik düşük sayılar, bu ayların minimum uygulanabilirlik aralığını temsil etmektedir. Temmuz ve Ağustos aylarında ise sırasıyla 1.800 ve 2.010 saat $\Delta T \geq 7$ °C değeri elde edilmiş; bu da yaz ortasında potansiyelin oldukça yoğunlaştığını göstermiştir. Tüm yıllar ortalaması alındığında, aylık $\Delta T \geq 7$ °C saat sayısı yaklaşık 1.920 saat olup, 860 saatlik standart sapma değeri yüksek varyasyonu ortaya koymaktadır. Özellikle Eylül–Kasım döneminde görülen bu sapma, belirli aylarda potansiyelin ani ve yoğun artışlar gösterdiğini işaret etmektedir. Nitekim yılın yaklaşık %37'sine karşılık gelen 3.270 saatlik potansiyelin tek başına Ekim ayında gözlemlenmesi, bu durumu sayısal olarak desteklemektedir.

Ortalama ΔT değeri ile toplam $\Delta T \geq 7$ °C saat sayısı arasındaki ilişki genel olarak örtüşmekle birlikte, bu ilişki her zaman doğrusal bir eğilim göstermemektedir. Örneğin, Şekil 1'de yer alan 2021 yılı Ağustos ayı için 8.3 °C'lik ortalama ΔT değeri, Şekil 2'de karşılık gelen 2.010 saatlik süre ile desteklenmektedir. Benzer şekilde, 2020 yılı Temmuz ayında ortalama ΔT 7.4 °C iken, toplam yüksek potansiyelli süre 1.800 saat olarak gerçekleşmiştir. Buna karşın, 2020 Haziran ayında ortalama ΔT 6.0 °C'nin üzerinde olmasına rağmen, sadece 740 saat $\Delta T \geq 7$ °C değeri sağlanmıştır. Bu durum, bazı aylarda yüksek ΔT değerlerinin belirli günlerde yoğunlaştığını; ancak sürekliliğin düşük olması nedeniyle toplam saat sayısının sınırlı kaldığını göstermektedir. Bu bulgular, evaporatif soğutma sistemlerinin performansını optimize etmek için yalnızca ΔT ortalamalarının değil, aynı zamanda $\Delta T \geq 7$ °C olan saatlerin toplam süresinin de dikkate alınması gerektiğini vurgulamaktadır. Yoğunluk ve süreklilik kriterlerini eş zamanlı değerlendiren bu ikili yaklaşım, pasif evaporatif soğutma stratejileri için daha isabetli ve güvenilir bir karar altyapısı sunmaktadır.

2019–2023 yılları arasında Mersin ili için elde edilen beş yıllık saatlik meteorolojik verilere dayalı olarak oluşturulan Tablo 2, $\Delta T \geq 7$ °C koşulunu sağlayan yüksek evaporatif soğutma potansiyeline sahip saatlerin aylık toplamlarını sunmaktadır. Bu tablo, yılın hangi dönemlerinde sistemlerin aktif biçimde devreye alınabileceğini belirlemek açısından temel bir referans niteliğindedir. Verilere göre, en fazla yüksek potansiyelli saat Ekim ayında kaydedilmiş olup toplam 3.270 saat ile dikkat çekmektedir. Ekim'i sırasıyla Eylül (3.245 saat) ve Kasım (2.960 saat) ayları takip etmiş, böylece en uygun uygulama aralığının yaz sonu ile sonbahar başı arasında yoğunlaştığı net biçimde ortaya konmuştur. Buna karşın, en düşük potansiyel Şubat (710 saat) ve Haziran (740 saat) aylarında gözlenmiştir. İlginç biçimde, yüksek ısıl yük içeren Temmuz ve Ağustos ayları toplam 1.800 ve 2.010 saat $\Delta T \geq 7$ °C süresiyle, potansiyel açısından sonbahar aylarının gerisinde kalmıştır. Bu durum, evaporatif soğutma potansiyelinin yalnızca kuru termometre sıcaklığına değil, aynı zamanda ıslak termometre sıcaklığı ve bağıl nem gibi atmosferik parametrelere bağlı olduğunu göstermekte; yaz sonu ve sonbahar aylarını teknik açıdan daha elverişli hâle getirmektedir. Aylık ortalama yüksek potansiyelli saat sayısı 1.920 saat olarak belirlenmiş, standart sapma ise 860 saat olarak hesaplanmıştır. Bu yüksek varyasyon, yıl içinde potansiyelin sabit bir dağılım göstermediğini ve sistem devreye alma stratejilerinin esnek, dönemsel bazda optimize edilmesi gerektiğini ortaya koymaktadır. Özellikle Ekim ayı, beş yıllık toplam 43.800 saatlik veri setinin yaklaşık %7.5'ine karşılık gelen yüksek potansiyel süresiyle öne çıkmakta ve otomasyon sistemleri açısından kritik bir uygulama dönemi olarak değerlendirilmektedir. Bu bulgular, evaporatif soğutma sistemlerinin yalnızca yaz odaklı değil, mevsim geçişlerini merkeze alan çok zamanlı stratejilerle yönetilmesi gerektiğini güçlü biçimde desteklemektedir.

Tablo 2. Mersin ili için 2019–2023 yılları arasında $\Delta T \geq 7$ °C koşulunu sağlayan yüksek evaporatif potansiyele sahip saatlerin aylık bazda yıllık toplamları.

Yıllar / Aylar	2019	2020	2021	2022	2023
Ocak	952	46	152	52	123
Şubat	478	45	94	41	45
Mart	761	101	89	93	33
Nisan	1298	58	92	149	69
Mayıs	913	233	73	64	118
Haziran	233	58	44	10	32
Temmuz	1469	88	85	70	124
Ağustos	1535	197	243	10	22
Eylül	2453	133	376	146	117
Ekim	1943	306	555	181	278
Kasım	2215	251	258	129	116
Aralık	970	144	190	33	43



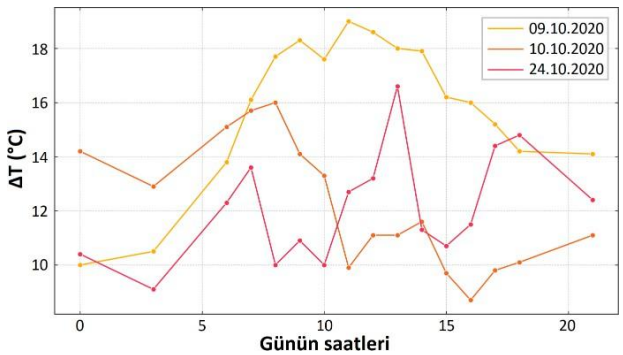
Şekil 3. ΔT değerlerinin sınıflandırılmış dağılımı.

2019–2023 yılları arasında Mersin ili için hesaplanan tüm saatlik kuru ve ıslak termometre sıcaklığı farkı (ΔT) değerlerinin sınıflandırılmış frekans dağılımı, Şekil 3'te pasta grafik formatında sunulmuştur. Bu dağılım, $\Delta T < 4$ °C aralığını "Düşük Potansiyel", $4\ °C \leq \Delta T < 7$ °C aralığını "Orta Potansiyel" ve $\Delta T \geq 7$ °C aralığını "Yüksek Potansiyel" olarak üç kategoriye ayırmaktadır. Toplam 43.800 saatlik veri setine göre, %38.0 oranında yüksek potansiyelli, %34.1 oranında orta potansiyelli ve %27.9 oranında düşük potansiyelli saat tespit edilmiştir. Bu sonuçlar, incelenen beş yıllık dönemde her üç saatten birinden fazlasının $\Delta T \geq 7$ °C koşulunu sağladığını ve dolayısıyla evaporatif soğutma sistemleri için bölgede

yaygın ve uzun süreli bir uygulanabilirlik sunduğunu göstermektedir. Özellikle 16.644 saatlik yüksek potansiyelli sürenin saptanmış olması, bu sistemlerin uzun dönemli ve kesintisiz kullanım senaryolarına uygun olduğunu ortaya koymaktadır.

Veri dağılımının simetrik yapıya yakın olduğu, belirgin bir sola çarpıklık (left-skewness) göstermediği ve dolayısıyla ΔT'nin yıl boyunca dengeli bir dağılımla sürdürülebilir seviyelerde seyrettiği anlaşılmaktadır. Bu özellik, evaporatif soğutmanın yalnızca aşırı sıcak günlerde değil, yılın geniş bir kesiminde anlamlı verimlilik sunabileceğini göstermektedir. Aynı zamanda, %34.1 oranındaki orta potansiyel sınıfı, dolaylı evaporatif soğutma uygulamaları ya da hibrit sistem çözümleri için işlevsel bir eşik oluşturmaktadır.

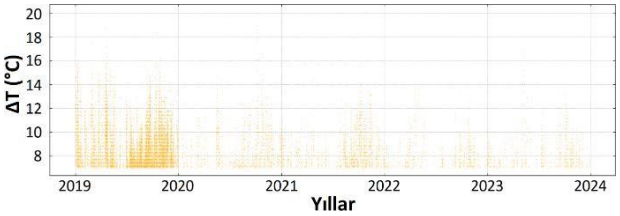
Şekil 4, veri setinde yer alan en yüksek günlük ortalama ΔT değerlerine sahip üç farklı günün saatlik ΔT profillerini karşılaştırmalı olarak göstermektedir. Seçilen günler 9 Ekim, 10 Ekim ve 24 Ekim 2020 olup, bu tarihlerdeki ΔT eğilimleri sistemlerin gün içi çalıştırma stratejileri açısından kritik bilgiler sağlamaktadır. 9 Ekim 2020 tarihinde ΔT, saat 13:00'te 18.7 °C ile zirveye ulaşmış; 08:00–17:00 aralığında ise sürekli olarak 16.0 °C'nin üzerinde seyretmiştir. Günlük ortalama ΔT değeri 16.4 °C olup, bu gün tam gün boyunca yüksek verimlilikle çalışabilecek bir evaporatif sistem potansiyeli sunmuştur. 10 Ekim'de ΔT sabah saatlerinde 14.2–15.9 °C aralığında kalmış, ancak öğleden sonra 10–12 °C seviyelerine gerilemiştir. Bu durumda ortalama ΔT değeri 13.6 °C olarak hesaplanmış; potansiyelin günün sadece belirli dilimlerinde yüksek olduğu anlaşılmıştır. 24 Ekim'de ise ΔT, saat 14:00'te 16.8 °C ile zirve yapmış; sabah saatlerinde 10–13 °C arasında dalgalanmış ve gün genelinde belirgin bir varyans göstermiştir. Bu tarihe ait ortalama ΔT değeri 13.8 °C olarak belirlenmiş, ancak saatlik dağılımın kesintili karakterde olduğu görülmüştür.



Şekil 4. Veri setindeki en yüksek günlük ortalama ΔT'ye sahip üç günün saatlik ΔT profilleri.

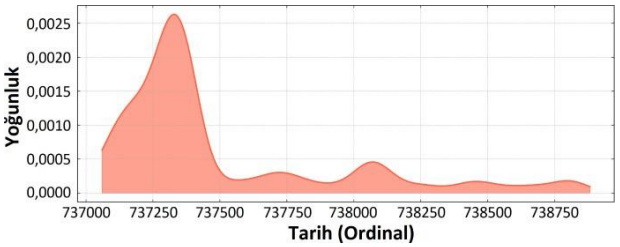
Söz konusu üç gün arasında yapılan karşılaştırma, ΔT değerlerinin sadece mevsimsel değil, aynı zamanda gün içi saatlik düzeyde de yüksek derecede değişkenlik gösterebildiğini ortaya koymuştur. En stabil gün olan 9 Ekim'in ΔT standart sapması 1.9 °C iken, en dalgalı gün olan 24 Ekim'in 3.2 °C olarak hesaplanmıştır. Bu fark, evaporatif soğutma sistemlerinin zaman kontrollü ve esnek çalıştırma stratejileri ile daha verimli yönetilmesi gerektiğini açık biçimde ortaya koymaktadır.

2019–2023 yılları arasında Mersin ili için ΔT ≥ 7 °C koşulunu sağlayan tüm saatlik verilerin zaman serisi temsili Şekil 5'te sunulmuştur. Noktasal veri formatında hazırlanan bu grafik, yüksek evaporatif soğutma potansiyeline sahip saatlerin yıl içindeki zamansal yoğunluğunu ve ardışık süreklilik karakterini açık biçimde ortaya koymaktadır. Özellikle Haziran ile Kasım ayları arasında yoğunlaşan saat kümeleri, bu sistemlerin yalnızca kısa süreli değil, ardışık olarak birbirini izleyen uzun süreli zaman aralıklarında da aktif biçimde çalışabileceğini göstermektedir. Verilere göre, 2020 yılında ΔT ≥ 7 °C olan saatlerin %29.3'ü, 2021'de %21.7'si, 2022'de %17.5'i ve 2023'te %16.9'u gerçekleşmiştir. Bu oranlar, 2020 yılının hem süre hem de frekans açısından en baskın yıl olduğunu kesin biçimde ortaya koymaktadır. Özellikle 2020 Eylül ve Ekim aylarında art arda gelen yüksek potansiyelli saat kümeleri, evaporatif sistemlerin haftalık ya da aylık bazda optimize edilmesini mümkün kılmaktadır.



Şekil 5. ΔT ≥ 7 °C koşulunu sağlayan saatlerin tarihsel zaman serisi (2019–2023).

Zaman serisi analizine göre, ΔT ≥ 7 °C koşulunu sağlayan ardışık saatlerin ortalama süresi 5.6 saat, maksimum süresi ise 18 saat olarak hesaplanmıştır. Bu bulgu, sistemlerin rastgele ya da manuel değil, sensör tabanlı ve zaman odaklı bir otomasyon stratejisiyle yönetilmesi gerektiğini vurgulamaktadır. Şekil 5, yüksek evaporatif potansiyelin yalnızca mevsimsel döngülerle sınırlı kalmadığını, yıl boyunca belirli dönemsel kümeler hâlinde süreklilik gösterdiğini güçlü biçimde kanıtlamaktadır. Bu durum, enerji verimliliği hedefi taşıyan bina ve sistem tasarımlarında, dinamik iklim verilerine dayalı karar destek modellerinin kritik rol oynadığını göstermektedir.



Şekil 6. ΔT ≥ 7 °C olan saatlerin yıl içindeki dağılımını gösteren yoğunluk eğrisi (KDE).

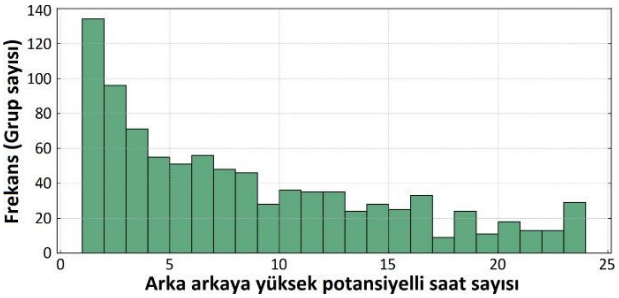
Şekil 6, yine aynı veri seti üzerinden elde edilen ΔT ≥ 7 °C koşulunu sağlayan saatlerin yıl içi yoğunluk dağılımını Kernel Yoğunluk Tahmin (KDE) eğrisi ile sunmaktadır. Tarihsel verilerin ordinal biçimde işlenmesiyle oluşturulan bu eğri, zaman içindeki görece tekrarlanma eğilimlerini ortaya koymaktadır. Grafik üzerinde en belirgin yoğunluk 737300–737450 ordinal tarih aralığında gözlemlenmiş ve 0.0026 değerine kadar

ulaşmıştır. Bu aralık, 2020 yılı Eylül–Ekim dönemine karşılık gelmekte ve söz konusu tarihlerdeki evaporatif potansiyelin oldukça yoğun ve süreklilik arz eden bir yapıda gerçekleştiğini göstermektedir. İkincil tepe noktaları ise 737750–738050 ve 738500–738750 ordinal aralıklarında tespit edilmiş; bu aralıklar yaklaşık olarak bir sonraki yılın yaz ortası ile sonbahar başı dönemlerine denk gelmektedir. Bu bulgu, yüksek potansiyelin yalnızca tek bir yıl ya da dönemle sınırlı kalmadığını, iklimsel değişkenliklere bağlı olarak çoklu sezonda tekrar edebildiğini doğrulamaktadır.

Yoğunluk eğrisinin yapısı istatistiksel olarak asimetrik ve sağa çarpık bir dağılım göstermekte; bu da $\Delta T \geq 7$ °C koşulunu sağlayan saatlerin ani piklerden çok, belirli mevsimsel kümelenmeler şeklinde ortaya çıktığını göstermektedir. Eğrinin sivri tepe ve uzun kuyruk yapısı, uygulama açısından kritik zaman dilimlerinin açıkça ayrışabildiğini ve sistem planlamasında bu dönemlere öncelik verilmesi gerektiğini ortaya koymaktadır. Bakım planlamaları, devreye alma senaryoları ve iklime adaptif tasarımlar açısından bu eğrinin sunduğu bilgiler yüksek öneme sahiptir.

Şekil 5 ve Şekil 6 birlikte değerlendirildiğinde, $\Delta T \geq 7$ °C koşulunu sağlayan saatlerin zamansal dağılımı hem mutlak (zaman serisi) hem de olasılıksal (yoğunluk eğrisi) düzlemde karşılıklı olarak doğrulanmaktadır. Özellikle 2020 yılı Temmuz–Ekim arası dönemde Şekil 5'te gözlemlenen ardışık saat kümeleri, Şekil 6'da karşılık gelen tarih aralığında yoğunluk eğrisinin 0.0026 seviyesine ulaşmasıyla desteklenmektedir. Bu çakışma, yıl içinde en yoğun evaporatif potansiyelin bu dönemde toplandığını kesin olarak ortaya koymaktadır. Ayrıca Şekil 5'te görülen zamansal kümelenmelerin farklı yıllarda tekrarlandığı, Şekil 6'da ise bu kümelerin olasılıksal yoğunluklarla örtüştüğü belirlenmiştir. KDE eğrisindeki sağa çarpıklık, yüksek ΔT koşullarının anlık değil, ardışık ve sezonluk karakterde oluştuğunu göstermektedir. Bu iki grafik birlikte, evaporatif soğutma sistemlerinin rastgele günlere değil, stratejik olarak belirlenmiş dönemsel kümelere dayalı biçimde planlanması gerektiğini açıkça göstermektedir. Böylelikle hem veri temelli hem de öngörüye dayalı çok boyutlu bir uygulama perspektifi geliştirilebilmektedir.

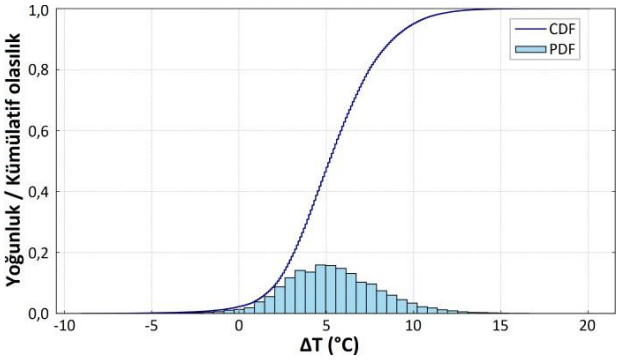
2019–2023 yılları arasında Mersin ili için $\Delta T \geq 7$ °C koşulunu sağlayan saatlerin ardışık süreklilik özelliklerini gösteren analiz sonuçları, Şekil 7'de histogram formatında sunulmuştur. Yatay eksende ardışık yüksek potansiyelli saat sayıları (1 ila 24 saat aralığında), dikey eksende ise bu sürekliliklerin kaç kez tekrarlandığı (frekans) yer almaktadır. Bu grafik, evaporatif soğutma potansiyelinin sadece anlık zirvelerle sınırlı kalmayıp, belirli süreklilik aralıklarında ne derece kullanılabilir olduğunu değerlendirmek amacıyla oluşturulmuştur. Analize göre en sık karşılaşılan ardışık süre 2 saat olup toplamda 135 kez gözlenmiştir. Bunu sırasıyla 3 saat (94 tekrar), 4 saat (73 tekrar) ve 5 saat (61 tekrar) uzunluklarındaki süreklilikler takip etmiştir. Toplamda tespit edilen 875 ardışık grubun yaklaşık %42'si 1 ila 4 saatlik periyotlar arasında gerçekleşmiş; bu da kısa süreli ancak sık tekrarlanan yüksek potansiyel dönemlerinin yaygın olduğunu göstermektedir. Bununla birlikte, 10 saatlik (36 tekrar), 12 saatlik (34 tekrar) ve tam gün süreklilik gösteren 24 saatlik periyotların (29 tekrar) da anlamlı düzeyde temsil edildiği belirlenmiştir. Bu durum, pasif evaporatif soğutma sistemlerinin yalnızca kısa süreli tetiklemelerle değil, aynı zamanda uzun süreli ve otomasyon destekli kullanım senaryolarıyla da etkin biçimde entegre edilebileceğini ortaya koymaktadır. İstatistiksel olarak hesaplanan ardışık süreklilik ortalaması 6.7 saat, medyan değeri 5 saat, maksimum süre ise 24 saat olarak tespit edilmiştir. Bu değerler, sistemlerin günlük ya da yarım günlük zaman dilimlerinde zamanlayıcı tabanlı ya da sensör destekli otomasyon stratejileriyle çalıştırılması için güçlü bir temel sağlamaktadır. Özellikle 10 saat ve üzeri grupların frekansının yüksek oluşu, sistemlerin tam gün boyunca kararlı biçimde çalışabileceği senaryoların gerçekçi olduğunu göstermektedir. Sonuç olarak Şekil 7, evaporatif soğutma uygulamalarının yalnızca ΔT değerlerinin büyüklüğüne değil, bu değerlerin zamansal olarak ne kadar süreklilik gösterdiğine göre planlanması gerektiğini açık biçimde ortaya koymaktadır. Bu bulgular, enerji verimliliği, iç ortam konforu ve sistem sürdürülebilirliği açısından tasarım kararlarının zamansal veri temelli alınmasının önemini vurgulamaktadır.



Şekil 7. $\Delta T \geq 7$ °C olan saatlerin ardışık sürekliliğine ilişkin histogram.

2019–2023 yılları arasında Mersin ili için hesaplanan ΔT değerlerinin olasılık yoğunluk fonksiyonu (PDF) ile kümülatif dağılım fonksiyonu (CDF) birlikte Şekil 8'de verilmiştir. Histogram biçimindeki PDF eğrisi, ΔT değerlerinin hangi aralıkta yoğunlaştığını; buna paralel olarak CDF eğrisi, belirli bir ΔT değerine kadar olan birikimli olasılıkları göstermektedir. PDF eğrisinde en yüksek frekans 4–5 °C aralığında saptanmış ve ΔT dağılımının çoğunlukla bu bandın çevresinde yoğunlaştığı görülmüştür. Dağılım yapısı sağa çarpık (right-skewed) olup, yüksek ΔT değerlerinin görece seyrek ama etkili biçimde gerçekleştiğini ortaya koymaktadır. Ortalama ΔT değeri yaklaşık 5.2 °C, standart sapma ise 2.6 °C olarak hesaplanmıştır. CDF eğrisi üzerinden yapılan nicel değerlendirmede, ΔT değerlerinin %25'inin 3.6 °C altında, %50'sinin (medyan) 5.2 °C altında ve %75'inin 6.8 °C altında olduğu belirlenmiştir. Bu istatistiksel eşikler, evaporatif soğutma sistemlerinin çalışma aralıklarının tanımlanması ve performans senaryolarının gerçekçi temellere oturtulması açısından büyük önem taşımaktadır. Özellikle $\Delta T \geq 7$ °C eşiği, tüm verinin yalnızca yaklaşık %24.3'üne karşılık gelmektedir. Bu

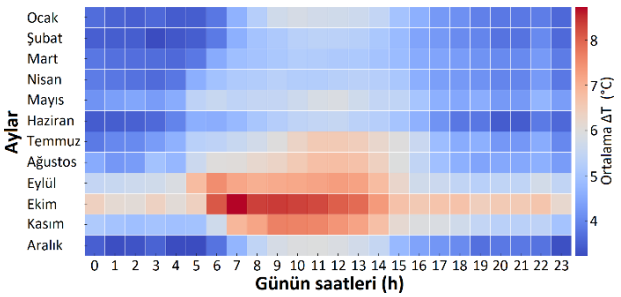
durum, sistemlerin yüksek performansla çalışabileceği zaman dilimlerinin sınırlı ama etkili olduğunu ve bu dönemlerin dikkatle planlanması gerektiğini ortaya koymaktadır. PDF–CDF kombinasyonu, sistemlerin yalnızca mutlak ΔT değerlerine göre değil, aynı zamanda olasılıksal dağılım özelliklerine göre de değerlendirilmesini önermekte; bu da sabit eşiklere dayalı planlamaların yerine daha esnek ve güvenlik payı içeren tasarım yaklaşımlarını teşvik etmektedir. Bu bağlamda, Şekil 8, performans öngörüleri, otomasyon stratejileri ve eşik belirleme süreçleri için karar vericilere güçlü istatistiksel dayanak sunmaktadır.



Şekil 8. ΔT değerlerinin olasılık yoğunluk fonksiyonu (PDF) ve kümülatif dağılım fonksiyonu (CDF).

Şekil 8 ile Şekil 3 birlikte değerlendirildiğinde, ΔT verisinin hem frekans tabanlı (sınıflandırılmış) hem de olasılık temelli (yoğunluk-kümülatif) yönleriyle kapsamlı biçimde analiz edildiği görülmektedir. Şekil 3'te saatlerin %38'i yüksek (ΔT ≥ 7 °C), %34'ü orta (4 °C ≤ ΔT < 7 °C), %28'i düşük (ΔT < 4 °C) potansiyel sınıfında yer alırken, Şekil 8'deki CDF eğrisi bu dağılımla büyük ölçüde tutarlılık göstermektedir. CDF'ye göre verinin %27.4'ü 4 °C'nin altında, %61.5'i 7 °C'nin altında ve yalnızca %38.5'i 7 °C ve üzerindedir. Bu uyum, hem istatistiksel hem de sınıflandırmaya dayalı analizlerin birbiriyle örtüştüğünü ve birlikte ele alınması gerektiğini göstermektedir. PDF eğrisinin 4–5 °C bandında zirve yapması, orta potansiyelin frekans bakımından baskın olduğunu net biçimde ortaya koymaktadır. Dağılımın sağa çarpık yapısı ise yüksek ΔT değerlerinin seyrek ancak sistem performansını doğrudan etkileyebilecek ölçüde güçlü olduğunu göstermektedir. Örneğin, ΔT ≥ 8.4 °C değerlerinin yalnızca %25 oranında görülmesi, sistem eşiklerinin belirlenmesinde dikkatli bir denge kurulması gerektiğini işaret etmektedir. Sonuç olarak, yalnızca sınıf temelli ΔT dağılımları üzerinden yapılan değerlendirmeler eksik kalabilir; bu nedenle olasılık temelli analizlerin tasarım, performans tahmini ve stratejik eşik belirleme süreçlerine entegre edilmesi önerilmektedir. Özellikle ΔT ≥ 7 °C gibi sabit eşiklerin kullanıldığı sistemlerde, hem frekans hem de kümülatif olasılık bilgileri birlikte analiz edilmeli ve kararlar bu bütüncül yaklaşıma dayanmalıdır. Böylelikle pasif evaporatif soğutma sistemleri, yalnızca teknik olarak değil, olasılıksal güvenilirlik açısından da optimize edilmiş olacaktır.

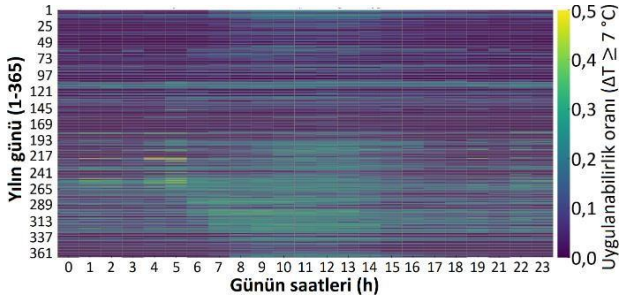
2019–2023 yılları arasında Mersin ili için hesaplanan kuru ve ıslak termometre sıcaklığı farkı ($\Delta T = T_{kt} - T_{ıt}$) değerlerinin yılın ayları ve saat dilimleri boyunca ortalama dağılımı, yüksek çözünürlüklü ısı haritası biçiminde Şekil 9'da sunulmuştur. Bu grafik, evaporatif soğutma potansiyelinin zaman-mekân düzlemindeki detaylı dağılımını görsel olarak ortaya koymakta ve sistemlerin hangi zaman dilimlerinde daha etkin çalışabileceğini açık biçimde göstermektedir. Haritada en yüksek ortalama ΔT değerleri Temmuz, Ağustos ve Eylül aylarında, özellikle 13:00–16:00 saat aralığında gözlenmiş; bu saat dilimlerinde ΔT değeri 10 °C'nin üzerine çıkmıştır. Örneğin, Ağustos ayında saat 14:00'te ortalama ΔT 11.3 °C, Temmuz'da saat 15:00'te ise 10.9 °C olarak hesaplanmıştır. Bu değerler, pasif evaporatif soğutma sistemlerinin maksimum verimle çalışabileceği zaman pencerelerini net şekilde tanımlamaktadır. Buna karşılık, kış aylarında ve gece saatlerinde ΔT ortalamaları 2–4 °C bandına kadar düşmekte olup, bu saat dilimlerinde sistem verimliliği belirgin biçimde azalmaktadır. Genel ortalama ΔT değeri tüm zaman dilimlerinde 6.4 °C olarak hesaplanırken, standart sapma 2.9 °C olup, bu dağılım yıl içindeki mevsimsel ve saatlik varyasyonları kapsamlı şekilde yansıtmaktadır. Ayrıca yaz aylarında 11:00–17:00 aralığında oluşan geniş yüksek ΔT zonları, sistemlerin otomatik kontrol sistemleriyle senkronize biçimde programlanabilmesine olanak sağlayacak düzeyde süreklilik göstermektedir. Bu özellik, zaman temelli enerji verimliliği optimizasyonu açısından önemli bir avantaj sunmaktadır.



Şekil 9. Mersin ili için 2019–2023 dönemine ait saatlik meteorolojik veriler kullanılarak oluşturulan, ay ve saat bazında ortalama ΔT değerlerini gösteren ısı haritası.

Beş yıllık saatlik meteorolojik veri seti kullanılarak oluşturulan Şekil 10, ΔT ≥ 7 °C koşulunu sağlayan saatlerin 365 gün × 24 saat çözünürlüğünde uygulanabilirlik oranlarını renk skalası ile sunmaktadır. Dikey eksende yılın günleri, yatay eksende ise günün saatleri yer almakta; her hücre, ilgili zaman diliminde bu koşulun sağlandığı beş yıllık oranı temsil etmektedir. Özellikle 210. gün (yaklaşık 29 Temmuz) ile 310. gün (yaklaşık 6 Kasım) arasında, sabah 08:00 ile öğleden sonra 16:00 arasındaki saatlerde uygulanabilirlik oranlarının %40'ın üzerine çıktığı görülmektedir. En yüksek oran, yılın 220. gününde saat 06:00'da %51'e ulaşmış olup, bu zaman diliminde beş yılın en az üçünde ΔT ≥ 7 °C koşulu sağlanmıştır. Sabah 05:00–08:00 aralığında gözlenen yerel zirveler, gece serinliğinin ardından gelen sabah saatlerinin evaporatif soğutma açısından önemli bir fırsat sunduğunu göstermektedir. Genel ortalama saatlik uygulanabilirlik oranı %11.2

olarak hesaplanmış, ancak Temmuz–Eylül dönemi boyunca bu oran %25'in üzerine çıkmıştır. Bu durum, sistemlerin tüm yıl yerine belirli zaman pencerelerinde çalıştırılması gerektiğini ve bu yaklaşımla hem enerji verimliliğinin hem de sistem ömrünün artırılabileceğini göstermektedir. Ayrıca Şekil 10, pasif soğutma sistemlerinin saatlik bazda otomasyon algoritmalarıyla entegre edilmesinin gerekliliğini vurgulamaktadır. Grafik üzerinde gözlenen yatay süreklilik, ardışık saatlerde yüksek potansiyelin sürdüğünü gösterirken; düşey yönde kümelenen yoğunluklar mevsimsel olarak odaklanmış sistem planlaması için güçlü bir temel sunmaktadır. Bu grafik, zaman ve yoğunluk temelli stratejik yönetim için gelişmiş bir karar destek aracıdır.



Şekil 10. 365 gün × 24 saatlik çözünürlükte oluşturulmuş ΔT ≥ 7 °C uygulanabilirlik haritası.

Şekil 10 ve Şekil 7 birlikte değerlendirildiğinde, evaporatif soğutma potansiyelinin yalnızca anlık koşullara değil, zamansal sürekliliğe de dayalı olarak analiz edildiği görülmektedir. Şekil 10'a göre, yılın 220. ve 265. günleri arasında saat 08:00–16:00 arasında ΔT ≥ 7 °C koşulunun %45–51 oranında sağlandığı belirlenmiştir. Bu zaman dilimi, sistemlerin devreye alınma ihtimalinin oldukça yüksek olduğu süreleri temsil etmektedir. Aynı döneme karşılık gelen Şekil 7 verilerinde, ardışık yüksek potansiyelli saat kümelerinin en sık 2 ila 5 saat arasında tekrarlandığı ve tam 24 saat süren 29 farklı grup tespit edildiği görülmektedir. Bu bulgular, evaporatif potansiyelin hem gün içi hem de ardışık saatlik düzeyde sürdürülebilir olduğunu kanıtlamaktadır. Ayrıca, Şekil 7'deki frekans yoğunluklarının, Şekil 10'daki saatlik uygulanabilirlik sürekliliği ile doğrudan örtüştüğü görülmektedir. Bu uyum, kontrol stratejilerinin yalnızca eşik değere göre değil, ardışık sürekliliğe göre de optimize edilmesi gerektiğini göstermektedir. Sensör destekli otomasyon sistemleri ya da zamanlayıcı tabanlı kontrol modülleri için bu iki grafik, zamanlama ve süreklilik bileşenlerini aynı anda dikkate alan çok boyutlu karar sistemlerinin geliştirilmesine olanak tanımaktadır. Böylece, pasif soğutma sistemlerinde hem verimlilik hem de güvenilirlik yönünden daha etkin ve öngörülebilir uygulamalar mümkün hâle gelmektedir.

Bu bulgular, Mersin ili iklim koşullarının evaporatif soğutma sistemleri açısından dikkate değer bir potansiyel taşıdığını açık biçimde ortaya koymaktadır. Özellikle ΔT ≥ 7 °C koşulunu sağlayan saatlerin yıl boyunca hem zamansal süreklilik hem de sayısal yoğunluk bakımından istikrarlı bir dağılım sergilemesi, pasif soğutma stratejilerinin bu bölge için uygulanabilirliğini bilimsel olarak desteklemektedir. Bununla birlikte, analiz yalnızca kuru ve ıslak termometre sıcaklık farkına (ΔT) dayanmakta olup, iç mekân konfor koşulları, kullanıcı davranışları ve sistem entegrasyonu gibi değişkenler çalışmanın kapsamı dışında bırakılmıştır. Bu durum, sonuçların bölgesel bağlamda sınırlı kalabileceği ve ileri düzey uygulama stratejilerinin geliştirilmesi için ek parametrik analizlerin gerekli olduğunu göstermektedir. Bu yönüyle çalışma, evaporatif soğutma potansiyelinin ön değerlendirmesi için güçlü bir temel sunmakla birlikte, mühendislik uygulamalarına geçişte daha geniş kapsamlı modellemelere ihtiyaç duyulduğunu da ortaya koymaktadır.

SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Bu çalışma, Mersin ili için beş yıllık saatlik kuru ve ıslak termometre sıcaklık verilerini kullanarak, buharlaşmalı soğutma potansiyelini zamansal ve istatistiksel temelde değerlendiren iklim duyarlı bir metodoloji sunmaktadır. Çalışmanın özgünlüğü, doğrudan ölçülmüş $T_{ıt}$ verilerinin yüksek zamansal çözünürlükte analiz edilmesi, ΔT değerine dayalı üç sınıflı potansiyel ayrımı yapılması ve evaporatif soğutma potansiyelinin süreklilik, frekans ve zaman dağılımı üzerinden bütüncül olarak ele alınmasında yatmaktadır. Geliştirilen yöntem ile ΔT değeri hem ortalama düzeyde hem de ardışık saat kümeleri açısından değerlendirilmiş, potansiyelin sadece yoğunluk değil süreklilik açısından da analiz edilmesi sağlanmıştır. Elde edilen sonuçlara göre, tüm saatlerin %38'inde ΔT ≥ 7 °C eşiği sağlanmış, en yüksek ortalama ΔT 2021 yılı Ağustos ayında 8.3 °C olarak ölçülmüş ve ardışık yüksek potansiyelli saat dizileri 24 saate kadar ulaşmıştır. Özellikle Temmuz–Ekim döneminde, ΔT ≥ 7 °C koşulunun hem günlük hem de mevsimsel süreklilik gösterdiği ve bu saatlerin büyük çoğunluğunun 11:00–17:00 arasında yoğunlaştığı belirlenmiştir. Bu bulgular, Mersin'in Türkiye'deki birçok ilden farklı olarak hem ΔT potansiyeli hem de sürekliliği açısından pasif evaporatif sistem uygulamaları için model bir örneklem sunduğunu ortaya koymaktadır. Bu çalışma, ΔT tabanlı evaporatif potansiyel analizlerinde saatlik veri kullanımına dayanan literatürdeki boşluğu doldurarak, zaman-temelli kontrol senaryoları, sistem boyutlandırma yaklaşımları ve hibrit tasarımlar için karar destek altyapısı sağlamaktadır. Gelecekte farklı şehirlerde benzer uygulamaların yapılması, sınıflandırma eşiklerinin çok değişkenli optimizasyonla yeniden değerlendirilmesi ve iç mekân konfor modelleriyle entegre edilerek yapısal uygulamalarla doğrulanması önerilmektedir.

SEMBOLLER

C_p	Havanın özgül ısısı [J/kg°C]
CDF	Olasılık yoğunluk fonksiyonu [-]
KDE	Kernel Yoğunluk Tahmin eğrisi [-]
$\dot{m}$	Havanın kütlesel debi [kg/s]
PDF	Kümülatif dağılım fonksiyonu [-]
Q	Isı miktarı [J/s]
T	Sıcaklık [°C]

ΔT	Kuru ve ıslak termometre sıcaklıkları arasındaki fark [°C]
ε	Islak termometre etkinliği [-]

Alt İndisler

ç	Çıkış
g	Giriş
ıt	Islak termometre
kt	Kuru termometre
s	Soğutma

KAYNAKLAR

Aldossary N. A., Rezgui Y. and Kwan A., 2014, Domestic Energy Consumption Patterns in a Hot and Arid Climate: A Multiple-case Study Analysis, *Renewable Energy*, 62, 369-378.

Alfraidi S., Mesloub A., Alshenaifi M., Noaime E., Ahriz A. and Boukhanouf R., 2024, Experimental Investigation of Thermal Performance of Three Configurations Evaporative Cooling Systems (ECS) Using Synthetic Grass Wet Media Materials, *Energy and Buildings*, 306, 113956.

ASHRAE Handbook—HVAC Applications, 2019, Chapter 57: Evaporative Cooling Systems.

ASHRAE Standard 55, 2023, Thermal Environmental Conditions for Human Occupancy.

Beck H. E., McVicar T. R., Vergopolan N., Berg A., Lutsko N. J., Dufour A., Zeng Z., Jiang X., van Dijk A. I. J. M. and Miralles D. G., 2023, High-Resolution (1 km) Köppen-Geiger Maps for 1901–2099 Based on Constrained CMIP6 Projections, *Scientific Data*, 10, 724.

Camargo J. R., Ebinuma C. D. and Cardoso S., 2006, Three Methods to Evaluate the Use of Evaporative Cooling for Human Thermal Comfort, *Engenharia Térmica*, 5, 2, 9-15.

Correia C. M. D. A., Amorim C. N. D. and Santamouris M., 2024, Use of Passive Cooling Techniques and Super Cool Materials to Minimize Cooling Energy and Improve Thermal Comfort in Brazilian Schools, *Energy and Buildings*, 312, 114125.

Díaz-López C., Serrano-Jiménez A., Verichev K. and Barrios-Padura A., 2022, Passive Cooling Strategies to Optimise Sustainability and Environmental Ergonomics in Mediterranean Schools Based on a Critical Review, *Building and Environment*, 221, 109297.

Haile M. G., Garay-Martinez R. and Macarulla A. M., 2024, Review of Evaporative Cooling Systems for Buildings in Hot and Dry Climates, *Buildings*, 14, 3504.

Imessad K., Derradji L., Messaoudene N. A., Mokhtari F., Chenak A. and Kharchi R., 2014, Impact of Passive Cooling Techniques on Energy Demand for Residential Buildings in a Mediterranean Climate, *Renewable Energy*, 71, 589-597.

Khourchid A. M., Al-Ansari T. A. and Al-Ghamdi S. G., 2023, Cooling Energy and Climate Change Nexus in Arid Climate and the Role of Energy Transition, *Buildings*, 13, 4, 836.

Kindangen J. I. and Umboh M. K., 2017, Design of Evaporative-Cooling Roof for Decreasing Air Temperatures in Buildings in the Humid Tropics, *AIP Conference Proceedings*, 1818, 020023.

Kurazumi Y., Sakoi T. and Nyilas A., 2018, The Influence of the Solar Radiation Absorptivity up on the Outdoor Thermal Environment Evaluation Index and the Thermal Sensory Perceptions, *American Journal of Climate Change*, 7, 204-217.

Meteoroloji Genel Müdürlüğü, 2024, Meteorolojik veriler, https://www.mgm.gov.tr/.

Norouzi M., Hing-Wah Chau H. W. and Jamei E., 2024, Design and Site-Related Factors Impacting the Cooling Performance of Urban Parks in Different Climate Zones: A Systematic Review, *Land*, 13, 12, 2175.

Öztürk M. Z., Çetinkaya G. ve Aydın S., 2017, Köppen-Geiger İklim Sınıflandırmasına Göre Türkiye'nin İklim Tipleri, *Coğrafya Dergisi*, 2017, 35, 17-27.

Poku R., Oyinki T. W. and Ogbonnaya E.A., 2017, The Effects of Evaporative Cooling in Tropical Climate, *American Journal of Mechanical Engineering*, 5, 4, 145-150.

Rasheed S., Ali M., Ali H., Sheikh N. A., Imran M., Xie X., Li G., 2025, Enhanced Thermal Efficiency in Crossflow Evaporative Cooling Systems: A Comparative Study of Materials and Flow Patterns, *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 167, 109252

Santos A. F., Gaspar P. D. and Souza H. J. L., 2021, Measuring the Energy Efficiency of Evaporative Systems through a New Index—EvaCOP, *Energies*, 14, 2689.

Smith S. T., Hanby V. I. and Harpham C., 2011, A Probabilistic Analysis of the Future Potential of Evaporative Cooling Systems in a Temperate Climate, *Energy and Buildings*, 43, 2-3, 507-516.

Tomrukcu G. and Ashrafian T., 2024, Climate-Resilient Building Energy Efficiency Retrofit: Evaluating Climate Change Impacts on Residential Buildings, *Energy and Buildings*, 316, 114315.

Watt J. R., 1963, *Evaporative Air Conditioning*, The Industrial Press, New York, USA.

Zhang C., Kazanci O. B., Levinson R., Heiselberg P., Olesen B. W., Chiesa G., Sodagar B., Ai Z., Selkowitz S., Zinzi M., Mahdavi A., Teufl H., Kolokotroni M., Salvati

A., Bozonnet E., Chtioui F., Salagnac P., Rahif R., Attia S., Lemort V., Elnagar E., Breesch H., Sengupta A., Wang L. L., Qi D., Stern P., Yoon N.,, Bogatu D. J., Rupp R. F., Arghand T., Javed S., Akander J., Hayati A., Cehlin M., Sayadi S., Forghani S., Zhang H., Arens E. and Zhang G., 2021, Resilient Cooling Strategies – A Critical Review and Qualitative Assessment, *Energy and Buildings*, 251, 111312.

Yılmaz E. ve Çiçek İ., 2019, Türkiye'de Köppen-Geiger İklim Tiplerindeki Zamanmekansal Değişimler, *Ankara Üniversitesi Dil ve Tarih-Coğrafya Fakültesi Dergisi*, 59.1, 181-202.

NREL S826 KANAT PROFİLİNE SAHİP KÜÇÜK ÖLÇEKLİ RÜZGAR TÜRBİNİNİN AERODİNAMİK OPTİMİZASYONU VE PERFORMANS ANALİZİ

Armagan Ercan*, Prof. Dr.Tahir Yavuz**
*Başkent Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Enerji Mühendisliği Anabilim Dalı,
Etimesgut,ANKARA,armagan.erc@gmail.com
**Başkent Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Enerji Mühendisliği Anabilim Dalı,
Etimesgut,ANKARA,tyavuz@baskent.edu.tr

Özet: Bu çalışmada, düşük Reynolds sayılarında yüksek performans gösteren NREL S826 kanat profiline sahip küçük ölçekli bir yatay eksenli rüzgar türbini için aerodinamik analiz ve optimizasyon gerçekleştirilmiştir. CAESES ortamında 3B parametrik modelleme gerçekleştirilmiş ve CFD analizleri Simcenter STARCCM+ yazılımı ile yürütülmüştür. Mesh bağımsızlık çalışmaları neticesinde çözüm hassasiyeti optimize edilmiştir. Optimizasyon algoritması olarak Sobol örnekleme ve T-Search yöntemleri kullanılmıştır. Elde edilen sonuçlar, tork değerinde %24'lik artış ve performans katsayısında önemli gelişmeler göstermiştir. Bu kapsamlı çalışma, küçük ölçekli türbin tasarımlarında aerodinamik iyileştirmenin enerji verimliliği üzerindeki kritik etkisini ortaya koymaktadır.Çalışmada, rotor kanadı CAESES yazılımı ile parametrik olarak modellenmiş ve Simcenter STAR-CCM+ ortamında SST k-omega türbülans modeli kullanılarak analiz edilmiştir. Mesh bağımsızlık çalışmaları ile çözüm güvenilirliği doğrulanmış; Sobol duyarlılık analizi ve T-Search algoritması ile burulma açısı ve kord uzunluğu optimize edilmiştir. Bu optimizasyon süreci sonucunda torkta, performans katsayısında yaklaşık %24 artış sağlanmıştır. Ayrıca farklı hücum açıları incelenmiş, 0° AoA'da akış kararlılığını etkileyebilecek bölgesel ayrılma eğilimleri tespit edilmiş ve optimum AoA değeri 4° olarak belirlenmiştir.
Anahtar Kelimeler: Rüzgar Türbini, NREL S826, Aerodinamik Optimizasyon, CFD, Sobol, T-Search

Abstract: In this study, aerodynamic analysis and optimization were conducted for a small-scale horizontal axis wind turbine featuring the NREL S826 airfoil, which demonstrates high performance at low Reynolds numbers. A 3D parametric model was created using the CAESES platform, and CFD analyses were carried out with Simcenter STAR-CCM+ software. Mesh independence studies were performed to optimize solution accuracy. Sobol sampling and T-Search methods were employed as optimization algorithms. The results showed a 24% increase in torque and significant improvements in the performance coefficient. This comprehensive study highlights the critical impact of aerodynamic enhancement on energy efficiency in small-scale turbine designs. In the study, the rotor blade was parametrically modeled using the CAESES software and analyzed in the Simcenter STAR-CCM+ environment employing the SST k-omega turbulence model. Mesh independence studies were conducted to verify the reliability of the solution, and the twist angle and chord length were optimized using Sobol sensitivity analysis and the T-Search algorithm. As a result of this optimization process, torque increased by approximately 24%. Additionally, different angles of attack were examined, regional flow separation tendencies that could affect flow stability were identified at 0° AoA, and the optimum AoA was determined to be 4°.
Keywords: Wind Turbine, NREL S826, Aerodynamic Optimization, CFD, Sobol, T-Search

GİRİŞ

NREL S826 kanat profili, küçük ve orta ölçekli rüzgar türbinleri için geliştirilmiş, yüksek kaldırma/sürükleme oranı, düşük Reynolds sayılarında kararlı akış özellikleri ve laminar ayrılma baloncuklarının minimize edilmesi gibi avantajlara sahiptir. Diğer yaygın profillere kıyasla, düşük rüzgar hızlarında daha yüksek verim sağlamakta, değişken rüzgar koşullarında akış kararlılığını korumakta ve stall oluşumunu geciktirebilmektedir. Örneğin NACA serisi profillerle karşılaştırıldığında, daha yüksek maksimum Cl/Cd oranına ve daha düşük minimum Cd değerine sahiptir. Bu özellikleri sayesinde, küçük ölçekli türbinlerde enerji dönüşüm verimliliğini artırmada önemli avantaj sağlar.

Günümüzde artan enerji ihtiyacı ve çevresel kaygılar, yenilenebilir enerji kaynaklarının önemini her geçen gün artırmaktadır. Bu bağlamda, küçük ölçekli yatay eksenli

rüzgar türbinleri (YERT), özellikle şebekeden uzak, kırsal veya dağlık bölgelerde enerjiye erişimi sağlamak amacıyla ekonomik, sürdürülebilir ve çevre dostu çözümler sunmaktadır (Ashrafi vd., 2015). Bu sistemler, kurulum ve bakım kolaylığı ile dikkat çekerken, düşük rüzgar hızlarında dahi enerji üretimini mümkün kılmaları açısından öne çıkmaktadır. Bu tür türbinlerde performansı belirleyen en kritik bileşenlerden biri rotor kanatlarının aerodinamik yapısıdır. Kanat geometrisi, rüzgar enerjisinin mekanik enerjiye dönüştürülmesinde doğrudan rol oynayan tork üretimini etkileyen temel unsurlardandır. National Renewable Energy Laboratory (NREL) tarafından düşük Reynolds sayılarında çalışma koşulları göz önünde bulundurularak geliştirilen S826 kanat profili, yüksek kaldırma/sürükleme oranı (Cl/Cd) ve akış kararlılığı ile küçük ölçekli uygulamalarda sıkça tercih edilmektedir (Bartl vd., 2018; Sagmo vd., 2023; Cakmakcioglu vd., 2014). Bu çalışmada, S826 profilini kullanan küçük ölçekli bir rüzgar türbini için hesaplamalı akışkanlar dinamiği (CFD) temelli aerodinamik analizler gerçekleştirilmiş ve performans iyileştirme amacıyla parametrik optimizasyon uygulanmıştır. Kanat geometrisinin belirleyici parametreleri olan burulma açısı (twist angle) ve kord uzunluğu (chord length) Sobol duyarlılık analizi ile değerlendirilmiş, ardından T-Search algoritması ile en uygun parametre kombinasyonları belirlenerek tork üretimini maksimize edecek yapı ortaya konmuştur (Dhert vd., 2017; Hansen, 2017; Özkan ve Genç, 2023; Parkinson vd., 2013). Ayrıca, farklı hücum açıları (angle of attack - AoA) için yapılan karşılaştırmalı analizler sayesinde hem aerodinamik verimliliği hem de türbinin çalışma kararlılığını sağlayacak optimum açı tespiti yapılmıştır. Gerçekleştirilen mesh bağımsızlık analizi ile simülasyon sonuçlarının çözüm ağından bağımsız olduğu doğrulanmış, çözüm doğruluğu ve kararlılığı güvence altına alınmıştır. Hesaplamalar, Simcenter STAR-CCM+ yazılımında SST k-omega türbülans modeli kullanılarak gerçekleştirilmiş ve akış ayrılması, stall oluşumu, basınç ve hız dağılımları detaylı olarak değerlendirilmiştir (Prytz vd., 2017; Lin ve Sarlak Chivaee, 2016).

Elde edilen sonuçlar, kanat geometrisinin optimize edilmesinin küçük ölçekli rüzgar türbinlerinde aerodinamik performans üzerinde önemli etkiler yarattığını göstermekte ve bu tür tasarımlar için ileri düzey analiz ve optimizasyon yaklaşımlarının gerekliliğini ortaya koymaktadır (Hansen, 2017; Özkan ve Genç, 2023).

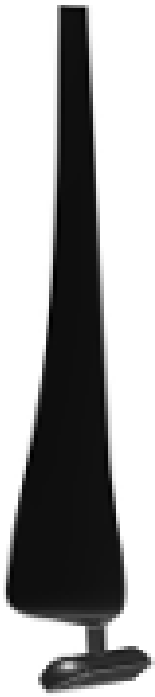
MATERYAL VE METOD

Bu çalışmada kullanılan rotor kanadı, parametrik modelleme yaklaşımıyla CAESES yazılımı kullanılarak tasarlanmıştır. Kanat geometrisi, B-Rep (Boundary Representation) tabanlı CAD yöntemlerinden faydalanılarak oluşturulmuş ve STAR-CCM+ ortamına aktarılmıştır (Kim ve Kim, 2019; OpenCASCADE Technology, 2020). Loft surface tekniği ile elde edilen üç boyutlu yüzey modeli, sayısal analiz için ideal aerodinamik forma sahiptir (Kim ve Kim, 2019). CFD analizleri, sabit rüzgar hızı (10 m/s), sabit rejimli (steady-state) çözüm tipi ve SST k-omega türbülans modeli kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Simülasyonlarda referans profili olan NREL S826 hava profilinin davranışı, düşük Reynolds sayısına uygun akış karakteristikleri ile birlikte değerlendirilmiştir (Bartl vd., 2018; Sagmo vd., 2023; Prytz vd., 2017). Mesh kalitesi ve çözüm güvenilirliği, farklı hücre sayıları ile yapılan mesh bağımsızlık çalışması ile incelenmiş; çözümün sayısal ağdan bağımsız ve güvenilir olduğu gösterilmiştir (Cakmakcioglu vd., 2014; Lin ve Sarlak Chivaee, 2016). Simülasyonlar boyunca mesh kalitesi, skewness ve hücre kalitesi değerleri ile kontrol edilmiştir.

Şekil 1 ve Şekil 2'de sırasıyla rotorun tam modeli ve periyodik model yaklaşımı sunularak, çözüm alanının sınır koşulları ve simülasyon doğruluğu optimize edilmiştir.



Şekil 1. Türbin Kanadı Tam Modeli

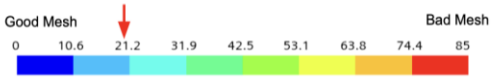


Şekil 2. Türbin Periyodik Model Yaklaşımı

MESH KALİTESİ VE BAĞIMSIZLIK ANALİZİ

CFD (Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği) analizlerinde elde edilen sonuçların doğruluğu, büyük ölçüde oluşturulan mesh yapısının kalitesine bağlıdır. Bu bağlamda, hücre çarpıklığı (skewness) ve hücre kalitesi gibi metrikler mesh'in değerlendirilmesinde temel kriterler olarak kullanılmaktadır. Şekil 3'te görülen *mesh skewness* skalası, hücrelerin ne kadar çarpık olduğunu gösterir. 0 değeri ideal (mükemmel) hücre yapısını temsil ederken, 85'e yaklaşan değerler kötü mesh kalitesine işaret eder. Analizde kullanılan mesh yapısında çarpıklık değeri 21.2 olarak ölçülmüştür. Bu değer, iyi kabul edilen aralıkta yer almakta ve mesh yapısının oldukça düzgün olduğunu göstermektedir.Şekil 4'te yer alan *cell quality* skalası ise hücrelerin genel kalitesini 0 ile 1 arasında değerlendirir. 1'e yakın değerler yüksek kaliteli hücreleri, 0'a yaklaşan değerler ise düşük kaliteli hücreleri temsil eder. Analizde elde edilen hücre kalitesi değeri 0.71 olup, bu da kabul edilebilir ve çözüme uygun bir kalite düzeyine işaret etmektedir.Sonuç olarak, analizde kullanılan mesh yapısının hem çarpıklık hem de hücre kalitesi açısından yeterli olduğu ve çözüm doğruluğunu olumsuz yönde etkilemeyeceği söylenebilir. Bu düzeydeki bir mesh, hem hesaplama verimliliğini hem de sonuç güvenilirliğini desteklemektedir.

Çarpıklık Açısı: 21.2



Şekil 3. Çarpıklık Açısı Skalası

Hücre Kalitesi: 0.71



Şekil 4. Hücre Kalitesi Skalası

CFD analizlerinde doğruluk ve kararlılığın sağlanması açısından mesh bağımsızlık analizi büyük önem taşımaktadır. Farklı hücre sayılarında elde edilen sonuçların karşılaştırılması, sayısal çözümün ağ yapısından ne derece etkilendiğini ortaya koyar. Bu amaçla yapılan analizde, dört farklı hücre sayısına sahip mesh yapısı kullanılarak sonuçlar elde edilmiş ve bu veriler Tablo 1'de sunulmuştur. Elde edilen çözüm parametrelerinden biri olan basınç katsayısı (Cp), Şekil 5'te grafiksel olarak gösterilmiştir.

Tablodan da görülebileceği üzere:

- Hücre sayısı arttıkça minimum hücre kalitesi iyileşmekte (0.51 → 0.74),
- Maksimum skewness değeri ise azalmaktadır (32.1° → 19.3°),
- Bu durum, mesh kalitesinin artan hücre sayısı ile birlikte iyileştiğini ve çözüm doğruluğunu olumlu yönde etkilediğini göstermektedir.

Cp değerinde de hücre sayısının artışıyla birlikte belirgin bir artış gözlenmektedir. 2.400.000 hücrede 0.225 olan Cp değeri, 10.800.000 hücrede 0.281'e ulaşmıştır. Ancak artış eğrisi incelendiğinde, 7.300.000 hücreden sonraki artışın giderek azaldığı, yani çözümün artık mesh bağımsız hale gelmeye başladığı görülmektedir. Bu durum, mesh bağımsızlığının yaklaşık olarak 7.300.000 hücre civarında sağlandığını ve bu değerin sonrası için çözümün ağdan bağımsız hale geldiğini göstermektedir.

Sonuç olarak, hem çözüm doğruluğu hem de hesaplama süresi açısından optimum ağ yapısı belirlenmiş; 7.300.000 civarında hücre sayısına sahip bir mesh yapısı, çözümün güvenilirliğini sağlamak için yeterli bulunmuştur.

Tablo 1. Mesh Yoğunluklarına Ait Kalite Değerleri

Hücre Sayısı	Minimum Cell Quality	Maksimum Skewness (°)	Cp
2,400,000	0.51	32.1	0.225
5,135,000	0.62	27.6	0.252
7,300,000	0.71	21	0.272
10,800,000	0,74	19.3	0.281



Şekil 5. Mesh Bağımsızlık Grafiği

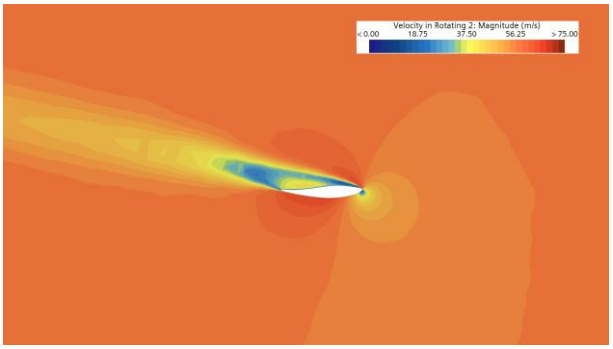
CFD PERFORMANS ANALİZİ

Yapılan CFD analizlerinde, rüzgar türbini performansının değerlendirilmesi amacıyla farklı saldırı açıları (Angle of Attack - AoA) için elde edilen tork, hesaplanan güç ve verim değerleri Tablo 2'te sunulmuştur. Söz konusu saldırı açıları 8°, 4° ve 0° olarak seçilmiş ve her biri için türbinin çıkış karakteristikleri analiz edilmiştir.

Elde edilen sonuçlara göre:

- AoA=8° durumunda, tork değeri 0.51 Nm, hesaplanan güç 68.1 W ve verim %17.6 olarak hesaplanmıştır. Bu değerler, düşük tork üretimi ve buna bağlı olarak düşük sistem verimi ile karakterizedir.
- AoA=4° durumunda, tork 0.89 Nm'ye, güç 119.2 W'a ve verim ise %30.8'e yükselmiştir. Bu durum, saldırı açısının azaltılmasıyla birlikte sistemin performansında önemli bir iyileşme sağlandığını göstermektedir.
- AoA=0° için elde edilen tork 1.44 Nm olup, 192 W'lık bir güç üretimiyle birlikte %49.5 verim değeri elde edilmiştir. Bu, analiz edilen açılar içerisinde en yüksek performansın sağlandığı durumdur.

Her ne kadar 0° AoA (Attack of Angle) durumunda maksimum tork değeri (1.44 Nm) elde edilmiş olsa da, bu açıya karşılık gelen çalışma koşullarının aerodinamik stabilite, kanat profili üzerindeki yük dağılımı, ve akış davranışı açısından sistemin uzun vadeli verimliliği ve güvenilirliği üzerinde olumsuz etkileri olabilir. Şekil 6'da akış hız dağılımında gösterildiği gibi CFD analiz sonuçlarında kanat etrafındaki akış ayrılmaları belirgin bir şekilde görülmektedir.



Şekil 6. Kanat Akış Hız Dağılımı(AoA = 0°)

Optimizasyon sürecinde 4° AoA'da elde edilen daha düşük tork (0.89 Nm) ve verim (%30.8), sistemin genel performansı ve sürdürülebilirliği açısından daha dengeli bir çalışma noktası olarak değerlendirilmiştir. Bu açı, hem aerodinamik kuvvetlerin daha kontrollü dağılımı hem de akışın daha kararlı seyretmesi açısından avantaj sunmaktadır. Ayrıca, yüksek tork değerine ulaşmak her zaman maksimum performans anlamına gelmemekte, sistemin toplam verimi ve işletme güvenliği açısından optimal noktanın seçilmesi daha uygun olmaktadır.Bu nedenle, optimizasyon algoritması tarafından önerilen 4° AoA açısı, maksimum verimlilik ve yapısal denge arasında bir denge noktası olarak tercih edilmiştir.

Tablo 2. Farklı Hücum Açılarında(AoA) Türbin Performansı

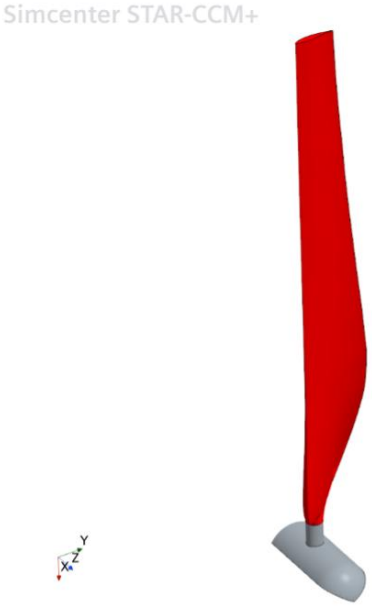
AoA	Tork	Hesaplanan Güç (Watt)	Verim (%)
8	0.51	68.1	17.6
4	0.89	119.2	30.8
0	1.44	192	49.5

OPTİMİZASYON ANALİZİ

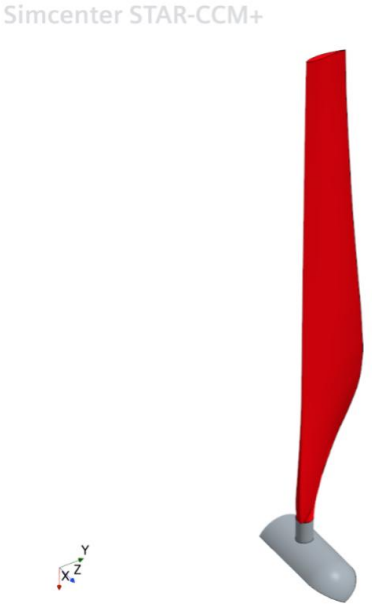
Yürütülen çalışmada, rotor kanadı geometrisinin aerodinamik performans üzerindeki etkilerini değerlendirebilmek amacıyla Sobol duyarlılık analizi ve T-Search optimizasyon algoritması birlikte kullanılmıştır.

- Şekil 6'da, Sobol duyarlılık analizi sonucunda belirlenen geometrik parametre kombinasyonlarına karşılık gelen rotor kanadı yapısını göstermektedir. Bu tasarım, parametrelerin performans üzerindeki etkilerini ortaya koymak açısından referans niteliği taşımaktadır.
- Şekil 7'de ise, Sobol analizinde elde edilen duyarlılık verileri doğrultusunda T-Search algoritması ile optimize edilen rotor geometrisini temsil etmektedir. Bu tasarımda, tork üretimini artırmaya yönelik olarak burulma açısı ve kord dağılımı yeniden yapılandırılmış, aerodinamik performansta belirgin bir artış sağlanmıştır.

Optimizasyon sonrasında elde edilen bu yeni kanat yapısı ile torkta yaklaşık %24'lik bir artış gözlemlenmiş ve akış yüzeyindeki basınç dağılımının daha homojen hale geldiği belirlenmiştir. Görsel karşılaştırma, Sobol duyarlılık analizinin yönlendirmesiyle yapılan optimizasyon sürecinin fiziksel sonuçlara olumlu katkı sunduğunu açıkça ortaya koymaktadır.



Şekil 6. Sobol Analizi Başlangıç Kanat Geometrisi



Şekil 7. T-Search Sonrası Optimum Kanat Geometrisi

T-Search optimizasyon sonucunda tork değeri 0.296 N·m'den 0.368 N·m'ye yükselmiştir. Bu artış, kanat tasarımındaki geometrik iyileştirmenin etkili olduğunu ortaya koymaktadır.

SONUÇ VE DEĞERLENDİRME

Bu çalışmada, NREL S826 kanat profiline sahip küçük ölçekli bir yatay eksenli rüzgar türbininin aerodinamik performansı sayısal yöntemlerle analiz edilmiş ve optimizasyon teknikleriyle iyileştirilmiştir. Yapılan parametrik çalışmalar sonucunda, özellikle burulma açısı ve kord uzunluğu gibi geometrik parametrelerin optimize edilmesiyle performans katsayısında yaklaşık %24'lik bir artış sağlanmıştır.

Mesh bağımsızlık analizinde, 7 milyonun üzerindeki hücre sayısına sahip ağ yapısında çözüm kararlılığı elde edilmiş ve Cp değeri sabitlenmiştir. Ortalama hücre kalitesi 0.71, maksimum skewness ise 21.2° olarak hesaplanmış; bu da çözüm güvenilirliğini desteklemiştir.

Hücum açısı analizlerinde uygulama açısından optimum değer 4° olarak belirlenmiştir. Bu durumda türbinin daha kararlı ve güvenli bir şekilde çalıştığı görülmüştür. Ayrıca SST k-omega türbülans modeliyle yapılan analizlerde, 4° hücum açısında akışın yüzeyde düzenli aktığı ve stall oluşmadığı tespit edilmiştir.

Elde edilen bulgular, amaç fonksiyonu olarak belirlenen 0.296 N.m tork değeri 0,368 N.m'ye yükselmiştir. Bu değerler ile küçük ölçekli rüzgar türbinlerinin aerodinamik olarak optimize edilmesinin performans ve verimlilik açısından önemli kazanımlar sağladığını göstermektedir.

KAYNAKLAR

Ashrafi Z. N., Ghaderi M. and Sedaghat A., 2015, Parametric Study on Off-Design Aerodynamic Performance of a Horizontal Axis Wind Turbine Blade and Proposed Pitch Control.

Bartl J., Sagmo K. F., Bracchi T. and Sætran L., 2018, Performance of the NREL S826 Airfoil at Low to Moderate Reynolds Numbers-A Reference Experiment for CFD Models.

Cakmakcioglu S. C., Sert I. O., Tugluk O. and Sezer-Uzol N., 2014, 2-D and 3-D CFD Investigation of NREL S826 Airfoil at Low Reynolds Numbers.

Dhert T., Ashuri T. and Martins J. R. R. A., 2017, Aerodynamic Shape Optimization of Wind Turbine Blades Using a Reynolds-Averaged Navier Stokes Model and an Adjoint Method.

Hansen T. H., 2017, Airfoil Optimization for Wind Turbine Application.

Kim H. A. and Kim H. C., 2019, Shape Optimization of Structural Components Using B-Rep Based CAD Models, Computer-Aided Design.

Lin M. and Sarlak Chivaee H., 2016, A Comparative Study on the Flow Over an Airfoil Using Transitional Turbulence Models.

OpenCASCADE Technology, 2020, Modeling Algorithms Overview, https://dev.opencascade.org.

Özkan R. and Genç M. S., 2023, Aerodynamic Design and Optimization of a Small-Scale Wind Turbine Blade Using a Novel Artificial Bee Colony Algorithm Based on Blade Element Momentum (ABC-BEM) Theory.

Parkinson A. R., Balling R. J. and Hedengren J. D., 2013, Optimization Methods for Engineering Design, Application and Theory, Brigham Young University.

Prytz E. R., Huuse Ø., Müller B., Bartl J. and Sætran L. R., 2017, Numerical Simulation of Flow Around the NREL S826 Airfoil at Moderate Reynolds Number Using Delayed Detached Eddy Simulation.

Sagmo K., Bartl J. and Sætran L., 2023, Numerical Simulation of Aerodynamics Performance of NREL S826 Airfoil.

GEOTHERMAL ENERGY AND USAGE IN HEATING SYSTEMS

Onur Eser KÖK*, Ceyda KÖK, Suha Orçun MERT***
*Iskenderun Technical University, Faculty of Engineering and Natural Sciences, Department of Petroleum and Natural Gas Engineering, 31200 Iskenderun, HATAY, oeser.kok@iste.edu.tr, orcun.mert@iste.edu.tr
** Iskenderun Technical University, Iskenderun Vocational School of Higher Education, Department of Electronic and Automation, 31200 Iskenderun, HATAY, ceyda.kok@iste.edu.tr

Abstract: Geothermal energy is an energy source based on the use of heat naturally stored in the interior of the earth by obtaining and using it by various methods. The temperature gradient from the earth's core to its surface causes the accumulation of heat energy at various temperature levels at different depths of the earth's crust. This accumulated heat energy is concentrated especially in tectonic regions and at points where the thickness of the earth's crust is low. It is used as a clean energy source with various methods. In addition, geothermal energy has an important place among sustainable energy sources and is gaining more and more importance as an alternative energy source to fossil fuels such as coal, oil and natural gas. One of the important uses of geothermal energy is heating systems. Geothermal resources at low and medium temperature levels are used directly or indirectly in heating systems. Geothermal heating systems have a wide range of applications, from district heating to individual building heating, from greenhouse cultivation to industrial processes. In this study, a comprehensive evaluation of geothermal energy is made and its use in heating systems was investigated. Within the scope of the study, geothermal energy sources and types, usage in heating systems and working principles were investigated.
Keywords: Geothermal energy, Heating systems, Energy, Renewable energy

1. INTRODUCTION

Geothermal energy is defined as the heat energy contained in hot water, steam and hot rocks deep in the earth's crust. This energy occurs as a result of geological events such as radioactive decay processes that occurred during the formation of the earth and friction between the layers of the earth's crust, and it complies with sustainable development goals as it is a renewable energy source. Unlike fossil fuels, the use of geothermal energy significantly reduces greenhouse gas emissions and contributes to environmental sustainability (Barbier, 2002).

The concept of heating constitutes a significant part of energy consumption worldwide. Especially in cold climates, high amounts of energy are needed for heating buildings and industrial processes. In traditional heating systems, heat energy obtained by burning fossil fuels is widely used, thus causing an increase in greenhouse gas emissions and the problem of climate change (Mahmoud et al., 2021).

Geothermal energy stands out as a sustainable alternative in heating systems. Heat energy from geothermal sources can be used to heat buildings and industrial facilities, either directly or through heat pumps. The role of geothermal energy in heating systems arises through the direct or indirect use of resources, especially at low and medium temperature levels. Heat energy obtained by burning fossil fuels in traditional heating systems is naturally found in geothermal resources and thus is more environmentally advantageous and qualified as clean energy. Geothermal heating systems have a wide range of applications, from district heating to individual building heating, from greenhouse cultivation to industrial processes (Dhar et al., 2020; Korucan et al., 2024).

In this study, the use of geothermal energy in heating systems is examined comprehensively. In this context, geothermal energy sources and types, the use of geothermal energy in heating and the working principles of geothermal heating systems have been examined in detail.

2. GEOTHERMAL ENERGY SOURCES AND TYPES

Geothermal energy sources classification is made according to their temperature, geological structure and fluid types. With this classification, the most efficient technologies can be selected in various areas of use of geothermal energy (Etemoglu and Can, 2007).

Geothermal reservoirs with temperatures above 150°C are called high-temperature sources. These sources are generally located in regions with intense volcanic

activity. The energy obtained from these sources is widely used in electricity generation (Satman, 2013).

Geothermal reservoirs with temperatures between 90-150°C are defined as medium-temperature sources. Compared to high-temperature sources, these types of sources are generally located in sedimentary basins where volcanic activity is less. These sources are widely used in areas such as district heating, industrial processes and greenhouse areas (Satman, 2013).

Geothermal reservoirs with temperatures ranging from 25-90°C are called low-temperature sources. Such resources can be found almost anywhere in the earth's crust and are often referred to as shallow geothermal systems. Energy obtained from low temperature sources is generally used in applications such as greenhouse cultivation and thermal tourism (Satman, 2013).

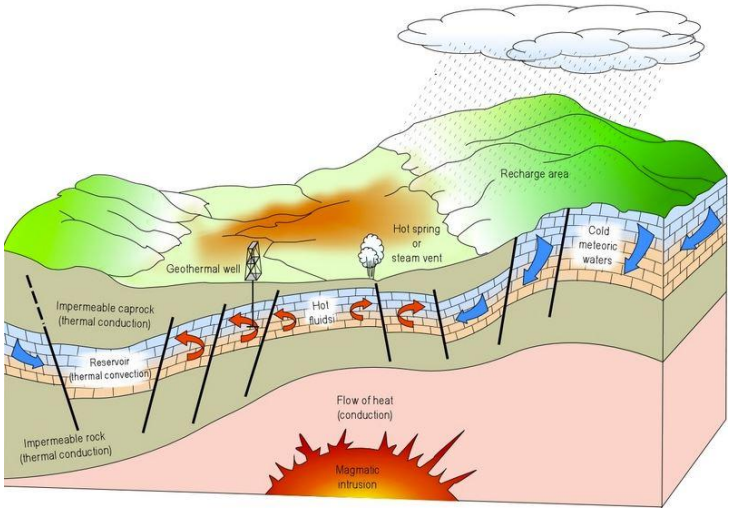


Figure 1. Schematic diagram of geothermal energy (Alaska energy, 2025)

Evaluation of geothermal resources is carried out by geological, hydrological and geophysical methods. These methods help determine the location, size, temperature, and fluid properties of geothermal reservoirs. Geological methods, geological mapping, structural analyses, and stratigraphic studies are used to understand the geological structure of geothermal reservoirs. Hydrological Methods, hydrological tests are used to determine the fluid properties, permeability and flow rate of geothermal reservoirs. Geophysical methods, geophysical surveys (electrical, magnetic, gravity and seismic methods) are used to determine the depth, temperature distribution and fluid content of geothermal reservoirs. The types and evaluation of geothermal resources contribute to the selection of the most suitable technologies for different uses of geothermal energy and to the successful implementation of geothermal projects. A general schematic diagram of geothermal resources is given in Figure 1.

3. USAGE OF GEOTHERMAL ENERGY IN HEATING

Geothermal energy is used in a wide range of heating applications thanks to the heat energy obtained from sources at different temperature levels. These applications range from district heating systems to individual building heating, from greenhouse cultivation to industrial processes.

District heating systems are one of the most common and effective uses of geothermal energy. These systems ensure that hot water from geothermal sources is delivered to multiple buildings or residential units through a distribution network. In these systems, the hot water obtained from geothermal wells is transferred to the heating system through heat exchangers, and the heated water is distributed to buildings or settlements through insulated pipes. In buildings, the heat of the water is given to the environment through radiators or underfloor heating systems, and the cooled water is sent back to the geothermal source or used for reheating (Saez et al., 2018).

Geothermal energy can be used in a variety of building heating applications, from individual residences to large commercial buildings. In these applications, low temperature sources and geothermal heat pumps are often used. These heat pumps are used to heat buildings or residences by taking low-temperature heat from soil, groundwater or air. The temperature is increased by using electrical energy and can be used in heating/cooling processes with high efficiency (Saez et al., 2018).
Geothermal energy plays an important role in greenhouse heating and growing agricultural products. In these areas, geothermal energy provides constant and controlled temperature, thus increasing product yield

and quality. In greenhouse heating systems, hot water from geothermal energy is used for heating purposes by passing underground pipes in greenhouses. With these systems, ideal production temperature is provided even in harsh seasonal conditions in greenhouses, thus increasing the growth rate of products. In soil heating systems, the temperature of the soil is increased with pipes placed underground. In this way, early growth and yield of products are increased. In addition, agricultural frost is prevented (Anifantis et al., 2016; Hepbasli and Ozgener, 2004).

Geothermal energy is used as a heat source in different industries and sectors. Geothermal energy is widely used especially in the food, textile, chemical and paper industries. Thus, energy cost savings are made, and negative environmental impacts are reduced. Geothermal energy can be used in processes such as canning, drying and pasteurization in food processing facilities. This reduces energy costs and improves food quality. In the textile industry, geothermal energy is used in dyeing and drying processes. This reduces energy consumption and lowers production costs. Geothermal energy can be used in a variety of heating applications in chemical, paper, and other industries. The use of geothermal energy in heating is expanding with the ever-evolving technology and increasing demand for energy, and it will play an even more important role in the future as a sustainable and economical heating solution (Hepbasli and Ozgener, 2004).

4. WORKING PRINCIPLES OF GEOTHERMAL HEATING SYSTEMS

Geothermal heating systems provide heating of buildings, greenhouses, and industrial facilities using heat energy obtained from underground geothermal sources. These systems have various working principles according to geothermal resources at different temperature levels and their usage areas.

4.1. Geotermal Heat Pumps

Geothermal heat pumps are efficient systems used for heating and cooling buildings using heat from low-temperature geothermal sources (soil or groundwater). These pumps consist of basic components such as a heat exchanger, compressor, expansion valve, and condenser. High energy efficiency, usability for both heating and cooling purposes and low carbon emissions are important advantages (Chiasson, 2016). A general schematic diagram of geothermal heat pumps is given in Figure 2.

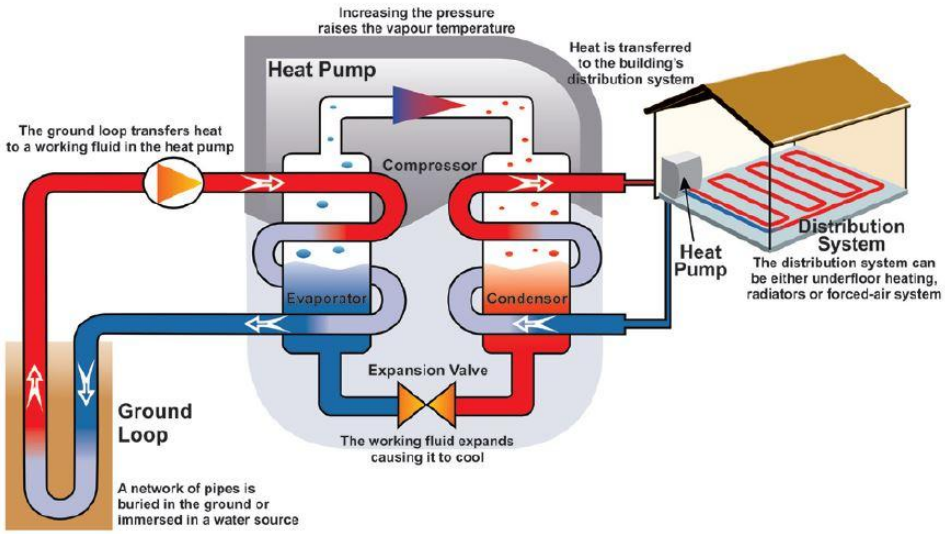


Figure 2. Schematic diagram of geothermal heat pump systems (Climo et al., 2012)

The working principle of geothermal heat pumps is given below (Cui et al., 2015; Singh et al., 2019).

- The low-temperature fluid (water or antifreeze solution) obtained from the geothermal source is passed through a heat exchanger and heat energy is received,
- The obtained heat energy is compressed by a compressor and its temperature is raised,
- The high-temperature fluid is sent to a condenser, and the heat energy is transferred to the environment (building, greenhouse, etc.),
- The fluid, which has lost its heat, is passed through an expansion valve and returned to the low temperature and the cycle is repeated.

4.2. Direct Use Systems

Direct use systems are the use of hot water or steam obtained from medium and low temperature geothermal sources in direct heating applications without the use of any heat pumps or intermediate processes. These systems are generally preferred in district heating, greenhouse cultivation and some industrial processes. Being simple and economical, providing high energy efficiency and having low carbon emissions are among its important advantages (Huenges and Ledru, 2011). The principle of operation of direct use systems is given below (Lund, 2010).

- Hot water or steam obtained from geothermal wells is delivered to areas of use (buildings, greenhouses, etc.) through a distribution network,
- Hot water or steam is transferred to the heating system through heat exchangers,
- The fluid that loses its heat is sent back to the geothermal source or used to be reheated.

The working principles of geothermal heating systems vary according to the type, temperature and purpose of use of the geothermal resource. Choosing the right system and applying appropriate techniques ensures the efficient use of geothermal energy in heating.

5. CONCLUSION

Geothermal energy, as a renewable and sustainable energy source, offers significant advantages in heating applications. In particular, its use in district heating, building heating, greenhouse cultivation and industrial processes contributes to energy efficiency and environmental sustainability. The future of geothermal energy in heating will be shaped by technological developments, political support and increasing environmental awareness. Geothermal energy can play an important role in meeting energy needs and ensuring environmental sustainability. With the right policies, technological investments and conscious practices, the use of geothermal energy in heating will become more widespread.

REFERENCES

Alaska Energy, Internet resources: http://energy-alaska.wikidot.com/geothermal Access: May 29, 2025

Anifantis A. S., Pascuzzi S., Scarascia-Mugnozza G., 2016, Geothermal Source Heat Pump Performance for a Greenhouse Heating System: An Experimental Study, *Journal of Agricultural Engineering*, 47(3), 164-170.

Barbier E., 2002, Geothermal Energy Technology and Current Status: an Overview, *Renewable and sustainable energy reviews*, 6(1-2), 3-65.

Chiasson A. D., 2016, Geothermal Heat Pump and Heat Engine Systems: Theory and Practice, John Wiley & Sons.

Climo M., Lind L., Carey B. S., Bendall S., Väg E. H., Edet, L., 2012, The Rise and Rise of Geothermal Heat Pumps in New Zealand, *New Zealand Geothermal Workshop Proceedings*. Auckland, New Zealand.

Cui P., Man Y., Fang, Z., 2015, Geothermal Heat Pumps, *Handbook of Clean Energy Systems*, 1-22.

Dhar A., Naeth M. A., Jennings P. D., Gamal El-Din M., 2020, Geothermal Energy Resources: Potential Environmental Impact and Land Reclamation, *Environmental Reviews*, 28(4), 415-427.

Etemoglu A. B., Can M., 2007, Classification of Geothermal Resources in Turkey by Exergy Analysis, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 11(7), 1596-1606.

Hepbasli A., Ozgener L., 2004, Development of Geothermal Energy Utilization in Turkey: a Review, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 8(5), 433-460.

Huenges E., Ledru P., 2011, Geothermal Energy Systems: Exploration, Development, and Utilization, John Wiley & Sons.

Korucan A., Derin-Gure P., Celebi B., Baker D., Vander Velde, M., 2024, Opportunities and Challenges of Geothermal Energy in Turkiye, *Energy for Sustainable Development*, 79, 101417.

Lund J. W., 2010, Direct Utilization of Geothermal Energy, *Energies*, 3(8), 1443-1471.

Mahmoud M., Ramadan M., Naher S., Pullen K., Olabi, A. G., 2021, The Impacts of Different Heating Systems on the Environment: A Review, *Science of The Total Environment*, 766, 142625.

Saez Blazquez C., Farfan Martin A., Martin Nieto I., González-Aguilera D., 2018, Economic and Environmental Analysis of Different District Heating Systems Aided by Geothermal Energy, *Energies*, 11(5), 1265.

Satman A., 2013, Dünyada ve Türkiye'de Jeotermal Enerji. *TESKON2013*, 11, 17-20.

Singh R. M., Sani A. K., Amis, T., 2019, An Overview of Ground-Source Heat Pump Technology, *Managing Global Warming*, 455-485.

SOLAR RADIATION EXERGY POTENTIAL FOR SOME CITIES OF TURKEY

Merve AKKAYA ÇETİNDAĞ*, Ünal ÇAMDALI *Atilla BIYIKOĞLU**
* Ankara Yıldırım Beyazıt University, Faculty of Engineering, Department of Mechanical Engineering,
06010 Etlik, Ankara, merveakkaya13@hotmail.com, ucamdali@gmail.com
** Gazi University, Faculty of Engineering, Department of Mechanical Engineering
06570 Maltepe, Ankara, abiyik@gazi.edu.tr

Summary: The energy from solar radiation that reaches the Earth cannot be entirely converted into useful work due to irreversibility. The maximum amount of work that can be obtained from solar radiation is referred to as solar radiation exergy. There are three primary models used to calculate solar radiation exergy; Petela, D.C. Spanner, and Shelden M. Jeter. Also, more scientists have been created their own models. Estimating solar radiation exergy is essential for enhancing the thermodynamic analysis of energy conversion systems, such as solar thermal collectors and photovoltaic panels.
This study examines the radiation exergy, energy-exergy conversion for various cities for Aegean and Mediterranean Region of Turkey. The monthly mean temperature and solar irradiation used in the calculations are obtained from the Turkish State Meteorological Services. The three primary model results are compared each other.
Keywords: Solar radiation, radiation exergy, energy-exergy conversion

TÜRKİYENİN BAZI ŞEHİRLERİNİN GÜNEŞ RADYASYON EKSERJİ POTANSİYELİ

Özet: Dünya'ya ulaşan güneş radyasyonundan gelen enerji, geri döndürülemezlikler nedeniyle tamamen yararlı işe dönüştürülemez. Güneş radyasyonundan elde edilebilecek maksimum iş miktarına güneş radyasyon ekserjisi denir. Güneş radyasyon ekserjisini hesaplamak için kullanılan üç temel model vardır: Petela, D.C. Spanner ve Shelden M. Jeter. Ayrıca, daha fazla bilim insanı kendi modellerini bu alanda geliştirmiştir. Güneş radyasyon ekserjisini tahmin etmek, güneş termal kolektörleri ve fotovoltaik paneller gibi enerji dönüşüm sistemlerinin termodinamik analizini yapmak için önemlidir.
Bu çalışmada, Türkiye'deki Akdeniz ve Ege bölgelerinde çeşitli iller için radyasyon ekserjisi, enerji-ekserji dönüşümü hesaplanmıştır. İllere ait aylık ortalama sıcaklık değerleri ve güneş ışınımı değerleri Devlet Meteoroloji İşleri Genel Müdürlüğünden alınarak hesaplamalar yapılmıştır. Üç temel model sonucu birbirleriyle karşılaştırılmıştır.
Anahtar Kelimeler: Güneş ekserjisi, güneş radyasyonu, enerji ekserji dönüşümü

INTRODUCTION

Conventional evaluations of solar energy systems typically depend on the first-law thermodynamics, focusing solely on energy conservation. However, this approach fails to consider the quality or usefulness of that energy. Petela's (1961) work introduced a second-law perspective by modelling the maximum theoretical work obtainable from solar radiation using an idealized cylinder-piston system. He considered a piston cylinder system contains only trapped blackbody radiation in thermal equilibrium at inside temperature. The outer side of the piston is exposed solely to blackbody radiation in thermal equilibrium at the constant environmental absolute temperature. The exergy of the photon gas is calculated from the useful work produced during piston cylinder rod. Then, Spanner (1964) proposed to consider the absolute work while Petela's model considers to the work as useful work. Both Petela and Spanner take the internal energy of radiation as the input, whereas Jeter considers as heat. Jeter (1981), concluded that the exergy of thermal radiation is governed by Carnot efficiency from an analysis based on heat engine principles. Bejan concludes that all three theories—Spanner's, Jeter's, and Petela's—regarding the ideal conversion of thermal radiation into work are valid, however they

have different results (Petela, 2003, 2010), (Rodríguez et al., 2022). This study examines the exergy-to-energy ratio and radiation exergy for some selected cities for Aegean and Mediterranean Region of Turkey with Petela, Spanner and Jeter models.

METHOD AND RESULTS

Turkey is located at the crossroads of Europe and Asia, positioned between latitudes 36° and 42° North and longitudes 26° and 45° East. It has a high solar energy potential because of the geographical location. So, investigation of the energy and exergy of the solar system has wide range in Turkey.

Solar radiation exergy is a key factor in evaluating the efficiency of solar energy systems. It directly influences how effectively thermal radiation is converted into useful forms such as work and heat. This form of exergy can be applied in various processes, including energy absorption by surfaces, gas expansion within cylinder-piston mechanisms, rotation of mirrors attached to arms, and other photon-based applications. One of the earliest investigations into thermal radiation was carried out by Petela. **Hata! Başvuru kaynağı bulunamadı.** shows the exergy-to-energy ratio formula for Petela, Spanner and Jeter where T_0 is environmental temperature and T_s is the sun temperature (5800K).

Table 1 Exergy-to-energy ratio for Petela, Spanner and Jeter (Petela, 2010)

	Exergy-to-energy ratio (ψ)
Petela	$1-\frac{4}{3}\frac{T_0}{T_s}+\frac{1}{3}(\frac{T_0}{T_s})^4$
Spanner	$(1-(\frac{4}{3}\frac{T_0}{T_s}))$
Jeter	$(1-(\frac{T_0}{T_s}))$

Exergy-to-energy ratio values are calculated using for the four seasons (December-February, March-May, June-August and September-November) for the selected cities in the Aegean and Mediterranean Region between 2009 and 2023 years. Results for the three basic models, are presented in

Table 2. According to meteorological data, lowest average temperature is belongs to December-February months with 285.254 K in Aydın. Also, highest average temperature belongs to June-August with 302.490 K in Adana. The lowest exergy-to-energy ratio is calculated 0.93046 for Petela or Spanner model in Adana. Highest exergy-to-energy ratio is calculated 0.95082 for Jeter model in Aydın.

Table 2 Exergy-to-energy ratio of the selected cities in Turkey

		Average Temperature (K)	Exergy-to-energy ratio (Ψ)		
			ψ_{Petela}	$\Psi_{Spanner}$	Ψ_{Jeter}
Adana	December-February	285.426	0.934	0.934	0.951
	March-May	292.608	0.933	0.933	0.950
	June-August	302.490	0.930	0.930	0.948
	September-November	296.421	0.932	0.932	0.949
Aydın	December-February	285.254	0.934	0.934	0.951
	March-May	291.141	0.933	0.933	0.950
	June-August	295.997	0.932	0.932	0.950
	September-November	293.803	0.932	0.932	0.949
Mersin	December-February	285.813	0.934	0.934	0.951
	March-May	286.989	0.934	0.934	0.951
	June-August	288.232	0.934	0.934	0.950
	September-November	287.453	0.934	0.9334	0.950
Antalya	December-February	288.528	0.934	0.934	0.950
	March-May	291.972	0.933	0.933	0.950
	June-August	302.272	0.931	0.931	0.950
	September-November	296.574	0.932	0.932	0.950

	September-November	288.748	0.934	0.934	0.950
İzmir	December-February	286.228	0.934	0.934	0.951
	March-May	291.163	0.933	0.933	0.950
	June-August	302.152	0.931	0.931	0.950
	September-November	294.188	0.932	0.932	0.949

Radiation exergy is calculated from Eq.(1) and given in

Table 3.

$Ex_{Radiation} = \psi I$, where ψ is the exergy-to-energy ratio (-) and I is the solar irradiation (W/m^2) (H.Huseyin Ozturk, 2006). (1)

Lowest annual average temperature is 286.809 K in Mersin however Antalya has the highest annual average temperature as 294.407 K of the selected cities. Also, the lowest radiation exergy value is calculated for Aydın where 284.50112 W, 284.50046 W, 289.63302 W for Petela, Spanner and Jeter models, respectively. The highest exergy value is calculated for Mersin whose radiation exergy value is 353.49066 W, 353.40327 W, 359.63970 W for Petela, Spanner and Jeter models, respectively. As seen that the Petela and Spanner models are very close to each other with results.

Table 3 Radiation exergy (W) for the selected cities in Turkey

City	Annual Average Temperature (K)	Radiation exergy (W)		
		Ex_{Petela} (W)	$Ex_{Spanner}$ (W)	Ex_{Jeter} (W)
Adana	294.236	331.090	331.088	337.632
Aydın	292.779	284.501	284.500	289.633
Mersin	286.809	353.491	353.403	359.640
Antalya	294.407	300.972	300.971	306.433
İzmir	293.048	323.163	323.162	328.998

CONCLUSION

The exergy of solar radiation is essential for assessing how efficiently thermal radiation can be transformed into useful outputs like work and heat.

The exergy efficiency of converting thermal radiation into work is defined as the ratio of the useful work obtained from the radiation to the exergy content of that radiation.

The radiation exergy and energy-to-exergy conversion efficiency of the some provinces in the Aegean and Mediterranean Region between 2009 and 2023 years along are calculated using three fundamental methods from the literature. Annual, seasonal average temperature and solar irradiation values are obtained by Turkish State Meteorological Service.

Lowest annual average temperature obtained from Mersin (286.809 K) while highest annual average temperature obtained from Antalya (294.407 K). Also the lowest annual exergy value is calculated from Aydın (284.501 W, 284.500 W, 289.633W) for Petela, Spanner and Jeter models while highest exergy value calculated for Mersin (353.491 W, 353.403 W, 359.640 W) for Petela, Spanner and Jeter models. Also Jeter has higher results then Petela and Spanner. Also, Petela and Spanner results are close each other.

This approach offers a more precise evaluation of the region's solar energy potential. Additionally, these calculations contribute to more reliable estimations of the economic returns on solar energy investments. The findings of this study are anticipated to serve as a useful reference for future academic research in this area.

REFERENCES

Ozturk H.H., Hepbaşlı A., Akdeniz C., Bulut H., Duran Ş. A., Kaçıra M., 2006, Investigation of the exergy of solar radiation for the southeast Anatolia region of Turkey, *Proceeding of the fifth GAP Engineering Congress*, 95-102.

Petela R., 2003, Exergy of undiluted thermal radiation, *Solar Energy*, *74*(6), 469–488. https://doi.org/10.1016/S0038-092X(03)00226-3

Petela, R., 2010, *Engineering Thermodynamics of Thermal Radiation For Solar Power Utilization*. McGraw-Hill Companies.

Rodríguez E., Cardemil J. M., Starke A. R., and Escobar, R., 2022, Modelling the Exergy of Solar Radiation: A Review. In *Energies*, 15, 1-26. https://doi.org/10.3390/en15041477

GÜNEŞ BACASI GÜÇ SANTRALLERİNİN GELİŞTİRİLMESİ: METAL PLAKA KULLANIMININ ETKİSİ

Mustafa ÖNAL*, Özkan KÖSE*, Yıldız KOÇ*, Hüseyin YAĞLI**
*İskenderun Teknik Üniversitesi, Mühendislik ve Doğa Bilimleri Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü,
31200 İskenderun, HATAY, mustafa.onal@iste.edu.tr, ozkan.kose@iste.edu.tr yildiz.koc@iste.edu.tr
**Gaziantep Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü,
27310 Şehitkamil, Gaziantep, yagli@gantep.edu.tr

Özet: Enerjiye olan küresel talebin artması ve fosil yakıtların çevresel etkileri, yenilenebilir enerji kaynaklarına geçişi hızlandırmıştır. Bu bağlamda, güneş bacası güç santralleri (GBGS) sürdürülebilir ve çevre dostu bir alternatif olarak ortaya çıkmıştır. Güneş radyasyonu, sistem içindeki havayı ısıtan bir cam kollektör tarafından yakalanır. Hava ısındıkça yoğunluğu azalır ve bacadan yükselerek bacanın en dar bölümünde maksimum hıza ulaşır. Bu noktaya yerleştirilen bir rüzgar türbini ve jeneratör, hava akışının kinetik enerjisini elektrik enerjisine dönüştürür. Bu çalışmada, baca yüksekliği 50 metre ve kollektör yarıçapı 20 metre olan iki farklı GBGS tasarımı analiz edilmiştir. İlk model geleneksel bir GBGS olarak kabul edilirken, ikinci modelde kollektör ile zemin arasına yerleştirilmiş bir metal plaka yer almıştır. Konvansiyonel GBGS'nin güç çıkışı 904 W olarak kaydedilirken, metal plakanın eklenmesiyle bu değer %3,6 oranında artarak 937 W'a ulaşmıştır. Yapılan analizlere göre, metal plaka içeren sistem konvansiyonel GBGS'ye göre daha yüksek verimlilik göstermiştir.
Anahtar Kelimeler: Güneş bacası, Hesaplamalı akışkanlar dinamiği, Yenilenebilir enerji, Metal plaka

ENHANCEMENT OF SOLAR CHIMNEY POWER PLANTS: IMPACT OF METAL PLATE

Abstract: The increasing global demand for energy and the environmental impacts of fossil fuels have accelerated the transition toward renewable energy sources. Solar chimney power plants (SCPP) have emerged as a sustainable and environmentally friendly alternative in this context. Solar radiation is captured by a glass collector, which heats the air within the system. As the air warms, its density decreases, causing it to rise through the chimney, reaching maximum velocity at its narrowest section. A wind turbine and generator installed at this point convert the kinetic energy of the airflow into electrical energy. In this study, two different SCPP designs with a chimney height of 50 meters and a collector radius of 20 meters were analyzed. The first model was considered as a conventional SCPP, while the second included a metal plate positioned between the collector and the ground surface. The power output of the conventional SCPP was recorded as 904 W, whereas the addition of the metal plate increased this value by 3.6%, reaching 937 W. Based on the analysis, the system incorporating a metal plate demonstrated higher efficiency compared to the conventional SCPP.
Keywords: Solar chimney, Computational fluid dynamics, Renewable energy, Metal plate

GİRİŞ

Günümüzde artan enerji ihtiyacı ve fosil yakıt kaynaklı çevresel sorunlar, yenilenebilir enerji sistemlerine olan ilgiyi ciddi şekilde artırmıştır. Bu nedenle, güneş, rüzgar, hidroelektrik ve biyokütle gibi geleneksel olmayan yenilenebilir enerji kaynaklarına uygun yeni sistem çeşitliliği üzerine ciddi araştırmalar yürütülmektedir (Karami vd, 2021; Tan vd, 2022; Roy ve Samanta, 2021; Koç vd, 2020). Ancak bu kaynaklar arasında en dikkat çekici sürdürülebilir enerji türü güneş enerjisidir. Güneş kuleleri, parabolik oluk sistemleri, fotovoltaik sistemler ve kombine sistemler gibi birçok farklı alanda güneş enerjisi üzerine yoğun çalışmalar devam etmektedir. Bu çalışmada, güneş destekli elektrik üretim sistemlerinden biri olan güneş bacası ele alınmıştır. Güneş bacası güç santralleri (GBGS), karbon salınımı içermeyen enerji üretimine imkân tanıyarak yeşil ekonomi ve daha güvenli bir çevre yönünde sürdürülebilir kalkınmayı desteklemektedir. Ayrıca iklimlendirme, tuzdan arındırma, elektrik üretimi ve tarım-gıda işlemleri gibi diğer uygulama alanlarında da kullanılmaktadır (Das ve Chandramohan, 2020).

Güneş bacası güç sistemleri üç temel bileşenden oluşmaktadır: ısıyı emen zemin tabakası, güneş kollektörü ve baca. Buna ek olarak, havanın kinetik enerjisinin elektrik enerjisine dönüştürülmesi için jeneratöre bağlı bir türbinin de sistemde bulunması gerekmektedir (Das ve Chandramohan, 2020). Güneş

bacası santralinin teorik temeli ilk olarak 19. yüzyıl başlarında Hanns Günther tarafından geliştirilmiş, ilk prototip ise 1981 yılında İspanya'nın Manzanares kentinde J. Schlaich'in gözetiminde inşa edilmiştir. Güneş bacasının teorik tanımı ise Haaf ve arkadaşları tarafından yapılmıştır (Haaf vd, 1983). Daha sonrasında Schlaich ve arkadaşları, 200 000 W kapasiteye kadar büyük ölçekli santrallerin ticari ve ekonomik fizibilitesini araştırmışlardır.

Bu alanda yapılan diğer çalışmalara bakıldığında, Singh ve arkadaşları hibrit PV ve güneş bacası sisteminin 850 W/m² güneş radyasyonu altında sıfır giriş ve çıkış basıncı varsayımıyla hesaplamalı akışkanlar dinamiği analizini gerçekleştirmiştir. 3 metre baca yüksekliği ve 1,5 metre kollektör yarıçapı kullanılmış, dört farklı ağ yapısı iyileştirmesi yapılmış ve en fazla 225 820 hücreli ağ yapısına ulaşılmıştır. Sonuç olarak, 2,258 W güç çıktısı en iyi sonuç olarak elde edilmiştir (Singh vd, 2020). Nasraoui ve arkadaşları, güneş bacası verimini artırmak amacıyla konvansiyonel, paralel ve ters akışlı güneş kollektörleri tasarlamıştır. Hesaplamalı akışkanlar dinamiği analizlerinde maksimum 300 746 hücreli ağ yapısı kullanılmış ve baca giriş-çıkış basınçları sıfır olarak kabul edilmiştir. Güneş ışınımı ise 880 W/m² olarak alınmıştır. Çalışmaları sonucunda sistem verimliliğini %28'e kadar artırdıklarını iddia etmişlerdir (Nasraoui vd, 2020). Kebabsa ve arkadaşları ise iki boyutlu olarak güneş bacasını incelemiş, 12,3 m baca yüksekliği ve 12,5 m kollektör yarıçapı ile 0,34 W güç elde etmiş, optimum kollektör giriş açısının 9,1° olduğunu belirtmişlerdir (Kebabsa vd, 2020).

Tüm bu çalışmalar dikkate alındığında, klasik GBGS'ne basit eklemeler ile sistemin performansını artırmaya yönelik çalışmalar bulunmamaktadır Bu çalışmada, klasik yapıya sahip bir güneş bacası modeli ile kollektör ile zemin arasına entegre edilmiş metal plaka içeren alternatif bir model karşılaştırmalı olarak incelenmiştir. Zemin yerine metal plakanın ısınması ile sistemden geçen hava hem plakanın üst yüzeyine hem de alt yüzeyine temas etmiştir. Bu sayede ısı transfer hızı artırılmıştır. Metal plakanın ısı kollektör altındaki hava sıcaklığına etkisi ve bunun güç üretimine yansıması analiz edilmiştir. Böylece, sistemin performansını basit yapısal iyileştirmelerle artırma potansiyeli değerlendirilmiştir.

MATERYAL VE METOD

Sistem Tanıtımı

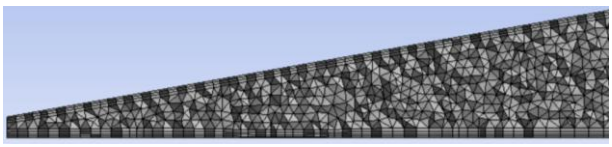
Karşılaştırmalar için kullanılacak olan GBGS'ne ait ölçüler ve ışınım değeri tablo 1'deki gibidir.

Tablo 1. Tasarım parametreleri

H [m]	R [m]	r [m]	a [m]	h [m]	α [°]	β [°]	I [W/m²]
50	20	1,5	2	0,4	10	2	700

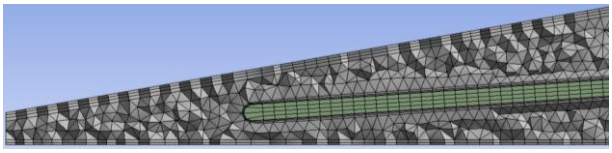
GBGS geometrik tasarımındaki temel değişkenler; kollektör giriş yüksekliği (h), kollektör yarıçapı (R), kollektör açısı (α), baca çıkış açısı (β), baca yarıçapı (r), kollektör ile baca bağlantısı arasındaki eğri yarıçapı (a), güneş ışınımı (I) ve baca yüksekliği (H) olarak sıralanmaktadır. Tablo 1'de yer alan parametreler sabit kabul edilerek, klasik GBGS ve plakalı GBGS tasarımları yapılmıştır.

Daha sonra her iki tasarım için de numerik analizleri gerçekleştirmek için gerekli olan mesh işlemine geçilmiştir. Analizlerin doğru sonuçları verebilmesi için probleme uygun mesh yapısının hazırlanması gerekmektedir. Bu problem için sıcaklık değişiminin hızlı olduğu bölgelerde daha sık bir mesh yapısı bulunmalıdır. Klasik GBGS'ne ait tasarlanan mesh yapısından bir kesit şekil 1'de görülmektedir.



Şekil 1. Klasik GBGS'deki mesh yapısı

Güneş ışınlarının temas ettiği zemine ve kolektör yüzeyine şekil 1'de görüldüğü gibi sık mesh yapısı uygulanmıştır. Sonuç olarak 2 320 263 elemana sahip mesh ağı örülmüştür. Ayrıca mesh kalitesinin kritik bir ölçüsü olan skewness (çarpıklık) değeri her mesh elemanı için 0,8'in altında tutulmuştur. Plakalı GBGS'ne ait mesh yapısı ise şekil 2'de görülmektedir.



Şekil 2. Plakalı GBGS'deki mesh yapısı

Klasik GBGS'ye kıyasla ek olarak plaka içeren plakalı GBGS'de plakanın bulunduğu bölge hem güneş ışınları sayesinde ısınacak olmasından dolayı hem de havanın akış bölgesinde bulunan bir sınır tabaka olması sebebi ile sık bir mesh yapısına ihtiyaç duymaktadır. Bu ihtiyaç şekil 2'de görüldüğü üzere plaka yüzeyine uygulanan sık mesh yapısı ile karşılanmış ve neticede 5 276 670 mesh elemanı meydana gelmiştir. Klasik GBGS'ye kıyasla sayıca çok daha fazla olan bu mesh hücrelerinin her birinin skewness değeri 0,8'in altında tutulmuştur. Tablo 2'de sınır koşulları yer almaktadır.

Tablo 2. Sınır koşulları

Sınır Koşulları	Model özellikleri
Giriş Basıncı	$P_g = 101325$ [Pa]
Çevre Sıcaklığı	$T_0 = 300$ [K]
Çıkış Basıncı	$P_ç = P_g - \rho.g.H$
Zemin	Opak
Kolektör	Saydam
Baca	Opak ve yalıtılmış
Plaka	Opak

Tablo 2'de görüldüğü üzere havanın giriş basıncı ve çıkış basıncı arasındaki fark yükseklik ve yoğunluğa bağlıdır. Ayrıca baca ve kolektörün aksine zemin ve plakanın ısıyı

tutma yetisinin olduğu sınır koşulları arasında yerini almaktadır.

MATEMATİKSEL MODEL

Enerji eşitlikleri, sınır koşulları dikkate alınarak seçilmelidir. Bu çalışmada, akışın x, y ve z yönlerinde tanımlanması için Navier-Stokes ve süreklilik eşitlikleri kullanılmıştır. Y yönü, yerçekimi kuvvetinin ters yönünde tanımlanmıştır (Cable, 2009).

X yönündeki momentum eşitliği Eş. (1)'de ifade edilmektedir.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho u)+\frac{\partial}{\partial x}(\rho uu)+\frac{\partial}{\partial y}(\rho vu)+\frac{\partial}{\partial z}(\rho wu)=-\frac{\partial P}{\partial x}+\mu\left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 u}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 u}{\partial z^2}\right) \quad (1)$$

Y yönündeki momentum eşitliği:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho v)+\frac{\partial}{\partial x}(\rho uv)+\frac{\partial}{\partial y}(\rho vv)+\frac{\partial}{\partial z}(\rho wv)=-\frac{\partial P}{\partial y}+(v+v_t)\left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 v}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 v}{\partial z^2}\right) \quad (2)$$

Z yönündeki momentum eşitliği:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho w)+\frac{\partial}{\partial x}(\rho uw)+\frac{\partial}{\partial y}(\rho vw)+\frac{\partial}{\partial z}(\rho ww)=-\frac{\partial P}{\partial z}+(v+v_t)\left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 w}{\partial z^2}\right) \quad (3)$$

Süreklilik Eş. (4)'te görüldüğü gibi hesaplanır.

$$\frac{\partial}{\partial x}(\rho u)+\frac{\partial}{\partial y}(\rho v)+\frac{\partial}{\partial z}(\rho w)=0 \quad (4)$$

Shih'in geliştirilebilir (realizable) modeli, güneş bacası güç santralleri için önerilen üç k-ε varyantı arasında son yıllarda öne çıkan modeldir. Bu model, klasik k-ε modelinden iki temel açıdan ayrılır: türbülans viskozitesi adına farklı bir ifade türetilmiş ayrıca enerji dağılma oranı eşitliği, türbülanslı karışımın ortalama kare dalgalanmasının taşınımına dayalı olarak türetilmiştir.

Eddy viskozite eşitliğinin formu, Reynolds gerilmelerinin pozitifliğini ve kesme gerilmeleri için Schwarz eşitsizliğini sağlayacak biçimde tanımlanmıştır. Bu nedenle geliştirilebilir k-ε modeli, özellikle ayrık (discrete) akışlar ve karmaşık ikincil akış yapıları içeren durumlarda standart veya RNG k-ε modellerine göre daha uygun ve hassas sonuçlar verir (Shih vd, 1995). Bu çalışmada türbülans modeli olarak realizable k-ε modeli tercih edilmiştir.

Realizable k-ε modeli için taşınım eşitlikleri:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k)+\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\rho k u_j\right)=\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu+\frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon}\right)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right]+G_k+G_b\rho\varepsilon-Y_m \quad (5)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\varepsilon)+\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\rho k\varepsilon_j\right)=\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu+\frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon}\right)\frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j}\right]+\rho C_1 S\varepsilon-\rho C_2\frac{\varepsilon^2}{k+\sqrt{v\varepsilon}}+C_{1\varepsilon}\frac{\varepsilon}{k}C_{3\varepsilon}G_b \quad (6)$$

Burada, G_k ortalama hız gradyanlarına bağlı olarak türbülans kinetik enerjisi üretimini, G_b ise buoyancy etkisiyle oluşan türbülans enerjisini temsil eder. Y_m terimi ise sıkıştırılabilir türbülanslardaki dalgalı genleşmenin enerji dağılmasına katkısını gösterir. S_ε ve S_k, problem koşullarına bağlı olarak tanımlanan parametrelerdir. α_k ve α_ε türbülans kinetik enerjisi ve dağılma oranı için türbülanslı Prandtl sayılarıdır. Eddy viskozitesi μ_t Eş. (7) ile tanımlanır (Shih vd, 1995):

$$\mu_t=\rho C_\mu\frac{k^2}{\varepsilon} \quad (7)$$

C_μ katsayısı Eş. (8) ile hesaplanır:

$$C_\mu=\frac{1}{A_0+A_s\frac{kU^*}{\varepsilon}} \quad (8)$$

$$U^*=\sqrt{S_{ij}S_{ij}+\widetilde{\Omega}_{ij}\widetilde{\Omega}_{ij}} \quad (9)$$

$$\widetilde{\Omega}_{ij}=\overline{\Omega}_{ij}-\varepsilon_{ijk}\omega_k-2\varepsilon_{ijk}\omega_k \quad (10)$$

Burada, $\overline{\Omega}_{ij}$ dönen referans sisteminde açısal hıza sahip olan ortalama dönüş tensörüdür. A_0 ve A_s sabitleri:

$$A_0=4.04\,,\ A_s=\sqrt{6}\cos\varphi \quad (11)$$

$$\varphi=\frac{1}{3}\cos^{-1}\left(\sqrt{6}\frac{S_{ij}S_{jk}S_{ki}}{\tilde{S}^3}\right),\qquad \tilde{S}=\sqrt{S_{ij}S_{ij}},\qquad S_{ij}=\frac{1}{2}\left(\frac{\partial u_j}{\partial x_i}+\frac{\partial u_i}{\partial x_j}\right) \quad (12)$$

C_μ katsayısı, sistemin dönme hızına, deformasyon oranına ve türbülans özelliklerine bağlıdır. Durgun sınır tabakada bu eşitlikten elde edilen sabit değer 0.09'dur (Shih vd, 1995).

$$C_1=max\left(\frac{\psi}{5+\psi},(0.43)\right) \quad (13)$$

$$\psi=S\left(\frac{k}{\varepsilon}\right) \quad (14)$$

Model sabitleri:
$C_{1\varepsilon}=1.44$ $C_2=1.9$ $\sigma_k=1.0$ $\sigma_\varepsilon=1.2$

İdeal gazlar için G_b Eş. (15)'teki şekli ile tanımlanır.

$$G_b=-g_i\frac{\mu_t}{\rho Pr_t}\frac{\partial\rho}{\partial x_j} \quad (15)$$

$$C_{3\varepsilon}=\tanh\left|\frac{v}{u}\right| \quad (16)$$

k ve ε sırasıyla türbülans kinetik enerjisi ve dağılma oranıdır. Yoğunluk, sıcaklığa bağlı olarak Eş. (17) ile tanımlanır.

$$\rho=\rho_0\left(1-\beta(T-T_0)\right) \quad (17)$$

ρ_0 referans yoğunluk, β ise genleşme katsayısıdır.

Sisteme gelen güneş ışınımını hesaplamak için Ayrık Koordinat (DO) modeli tercih edilmiştir. Bu modelde kullanılan ışınım eşitliği:

$$\nabla\cdot(\mathrm{I}_\lambda(\vec{r},\vec{s})\,\vec{s})+(\alpha_\lambda,\sigma_s)\mathrm{I}_\lambda(\vec{r},\vec{s})=\alpha_\lambda n^2\mathrm{I}_{b\lambda}+\frac{\sigma_s}{4\pi}\int_0^{4\pi}\mathrm{I}_\lambda(\vec{r},\vec{s}')\,\Phi(\vec{r},\vec{s}')\,d\Omega' \quad (18)$$

Burada α_λ, σ_s, n ve λ sırasıyla absorbsiyon katsayısı, yansıma katsayısı, kırılma indisi ve dalga boyudur.

Toplam ışınım şiddeti:

$$I(\vec{r}, \vec{s}) = \sum_k I_\lambda(\vec{r}, \vec{s})\,\Delta\lambda_k \quad (19)$$

Grashof sayısı:

$$Gr = \frac{g\beta}{\vartheta^2}\Delta T H^3 \quad (20)$$

$$\Delta T = T_{out} - T_{in} \quad (21)$$

ν: kinematik viskozite, g: yerçekimi ivmesi

Richardson sayısı:

$$Ri = \frac{Gr}{Re^2} \quad (22)$$

Ri > 10 ise zorlanmış taşınım baskındır.
R i< 0.1 ise doğal taşınım ihmal edilebilir.
0.1 < Ri < 10 ise karma taşınım vardır.

Güç Eş. (23) ile hesaplanır.

$$P = \frac{1}{2}B\dot{m}v^2 \quad (23)$$

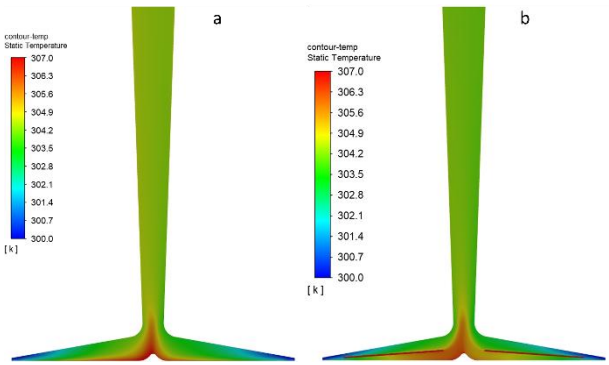
$$\dot{m} = \rho A v \quad (24)$$

$$A = \pi R^2 \quad (25)$$

P ve B sırası ile türbinden elde edilen güç ve Betz katsayısıdır. Betz katsayısı havadaki kinetik enerjinin mekanik enerjiye dönüştürülmesi mümkün olan en yüksek miktarını temsil eder ve %59,25'tir.

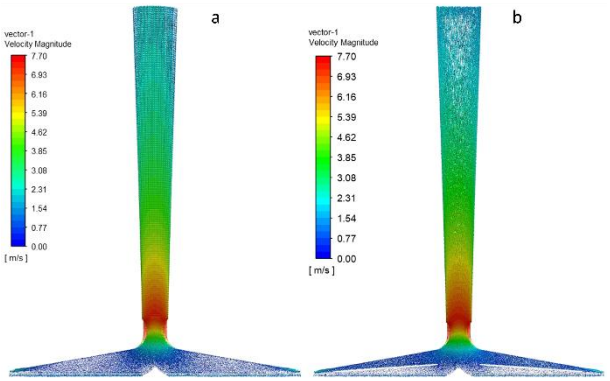
BULGULAR VE TARTIŞMALAR

Klasik ve plakalı GBGS'leri için iki farklı numerik analiz yapılmıştır. Yapılan analizler sonucunda elde edilen sıcaklık dağılımı karşılaştırması şekil 3'te görülmektedir.



Şekil 3. Sıcaklık dağılımının karşılaştırması

Her iki tasarım karşılaştırıldığında özellikle kolektörün altında kalan kısımda plakalı GBGS'nin klasik olana kıyasla daha homojen bir sıcaklık dağılımına sahip olduğu görülmektedir. Plakanın hem alt yüzeyine hem de üst yüzeyine temas eden hava ısınmaktadır. Bu sayede sıcaklık dağılımı daha homojen hale gelmiştir. Şekil 3a'da klasik GBGS'nin bacasından çıkan havanın ortalama sıcaklığı 304,48 K iken şekil 3b'de plakalı GBGS'nde bu değerin 304,25 K olduğu görülmektedir. Analizler sonucunda elde edilen hız vektörlerinin karşılaştırılması ise şekil 4'te görülmektedir.



Şekil 4. Hız vektörlerinin karşılaştırması

Şekil 4'te hız vektörlerinin kıyaslanmasına bakıldığında plakanın üzerinde kalan bölgede hızın görece arttığı söylenebilmektedir. Analiz sonuçları incelendiğinde bacanın dar kesitinden ölçülen ortalama hız değerinin şekil 4b'deki plakalı GBGS sayesinde şekil 4a'daki 7,19 m/s değerinden 7,28 m/s değerine yükseldiği görülmektedir. Tablo 3, klasik ve plakalı GBGS'lerinin hız, debi, sıcaklık ve güç değerlerinin karşılaştırılmasını sunmaktadır.

Tablo 3. Klasik ve plakalı GBGS'lerinin karşılaştırması

	Klasik GBGS	**Plakalı GBGS**
Hız [m/s]	7,19	7,28
Debi [kg/s]	58,97	59,61
Sıcaklık [K]	304,48	304,25
Güç [W]	904	937

Klasik GBGS'ye kıyasla plakalı GBGS'de elde edilen hava hızlarının daha yüksek olduğu dolayısı ile debi değerinin de daha yüksek olduğu hesaplanmıştır. Artan debi ve hız değerleri neticesinde elde edilen gücün de arttığı görülmektedir. Sıcaklık değerleri kıyaslandığında ise plakalı GBGS'de elde edilen sıcaklık değerinin daha düşük olduğu görülmektedir. Sıcaklık değerindeki bu düşüş, sisteme giren bir miktar enerjinin sıcaklık yerine kinetik enerjiye dönüştürülebildiğini göstermektedir.

SONUÇLAR

Yapılan analizler sonucunda plakalı GBGS'nin klasik GBGS'ye kıyasla %3,6 daha fazla güç üretebildiği sonucuna varılmıştır. Kolayca sisteme entegre edilebilen bir iyileştirme olan bu sistem sayesinde elde edilen güç artırılabilmektedir. Entegre edilecek olan plakanın açısı ve buna bağlı olarak kolektörün açısı gibi parametrelerin optimize edilmesi ilerleyen çalışmalarda daha iyi sonuçlar almayı sağlayabilecek çalışmalardır.

SEMBOLLER

A Alan [m²]

g	Yer çekimi [m/s²]
I	Güneş ışınımı [W/m²]
$\dot{m}$	Debi [kg/s]
P	Güç [W]
RNG	Yeniden normalleşme grubu
T	Sıcaklık [K]
v	Hız [m/s]
ρ	Yoğunluk [kg/m^3]

KAYNAKLAR

Cable, M. (2009). *An evaluation of turbulence models for the numerical study of forced and natural convective flow in Atria* (Doctoral dissertation, Queen's University).

Das, P., & Chandramohan, V. P. (2020). 3D numerical study on estimating flow and performance parameters of solar updraft tower (SUT) plant: Impact of divergent angle of chimney, ambient temperature, solar flux and turbine efficiency. *Journal of Cleaner Production*, *256*, 120353.

Haaf, W., Friedrich, K., Mayr, G., & Schlaich, J. (1983). Solar chimneys part I: principle and construction of the pilot plant in Manzanares. *International Journal of solar energy*, *2*(1), 3-20.

Karami, S., Roghabadi, F. A., Maleki, M., Ahmadi, V., & Sadrameli, S. M. (2021). Materials and structures engineering of sun-light absorbers for efficient direct solar steam generation. *Solar Energy*, *225*, 747-772.

Kebabsa, H., Lounici, M. S., Lebbi, M., & Daimallah, A. (2020). Thermo-hydrodynamic behavior of an innovative solar chimney. *Renewable energy*, *145*, 2074-2090.

Koç, A., Yağlı, H., Bilgic, H. H., Koç, Y., & Özdemir, A. (2020). Performance analysis of a novel organic fluid filled regenerative heat exchanger used heat recovery ventilation (OHeX-HRV) system. *Sustainable Energy Technologies and Assessments*, *41*, 100787.

Nasraoui, H., Driss, Z., & Kchaou, H. (2020). Novel collector design for enhancing the performance of solar chimney power plant. *Renewable Energy*, *145*, 1658-1671.

Roy, D., & Samanta, S. (2021). Development and multiobjective optimization of a novel trigeneration system based on biomass energy. *Energy Conversion and Management*, *240*, 114248.

Shih, T. H., Liou, W. W., Shabbir, A., Yang, Z., & Zhu, J. (1995). A new k-ϵ eddy viscosity model for high reynolds number turbulent flows. *Computers & fluids*, *24*(3), 227-238.

Singh, A. P., Kumar, A., & Singh, O. P. (2020). Performance enhancement strategies of a hybrid solar chimney power plant integrated with photovoltaic panel. *Energy Conversion and Management*, *218*, 113020.

Tan, J. D., Chang, C. C. W., Bhuiyan, M. A. S., Nisa'Minhad, K., & Ali, K. (2022). Advancements of wind energy conversion systems for low-wind urban environments: A review. *Energy Reports*, *8*, 3406-3414.

YENİ TASARIM ABSORBER TÜPLÜ KONİK GÜNEŞ KOLLEKTÖRÜNÜN TERMAL ANALİZİ

Faruk YEŞİLDAL*, Safaa Mahdi Hasan BAAMEL, Ahmet Numan ÖZAKIN*, İ.Volkan ÖNER*, Ahmed Ali Hussein AL AGELE*****

*Atatürk Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makine Mühendisliği Bölümü, 25240 Yakutiye, Erzurum,
fyesildal@atauni.edu.tr, ahmet.ozakin@atauni.edu.tr, ivoner@atauni.edu.tr
** Al-Mustaqbal University, Mechanical Power Engineering Department, 510001, Babylon, Iraq
safaa.Mahdi.Hasan@uomus.edu.iq
*** Ministry of Water Resources, 510001, Babylon, Iraq, Ahmed.ai87@yahoo.com

Özet:

Bu çalışmada, konik bir güneş kollektöründe (CSC) kullanılmak üzere geliştirilen iki farklı absorber tüp tasarımının termal performansı deneysel olarak incelenmiştir. Absorber bölgesi için farklı geometriler tasarlanmış ve bu tasarımlar Tonatiuh programı ile simüle edilmiştir. Simülasyon sonuçlarına göre 45° açıya sahip konik kollektör en verimli yapı olarak belirlenmiş ve deneysel çalışmalarda kullanılmıştır. Her bir absorber tüp tasarımı üç farklı güneş ışınımı seviyesinde test edilmiştir. Ayrıca sisteme entegre edilen ısı değiştirici ile farklı su debilerinde yeni bir çevrim oluşturulmuştur. Deneysel sonuçlar, "demet" formundaki tasarımın; sıcaklık farkı, ısı transfer hızı, Nusselt sayısı ve termal verimlilik açısından "zincir" yapılı tasarıma göre üstün performans gösterdiğini ortaya koymuştur. Demet tasarımda 20,6 °C'lik sıcaklık farkı, 104,45 W'lık maksimum ısı transferi ve %12,5'e varan termal verimlilik elde edilmiştir. Ayrıca, bu tasarım daha yüksek Nusselt sayılarına ulaşmış, bununla birlikte yalnızca 9,8 mbar'lık düşük bir basınç kaybı sergileyerek hidrolik açıdan da avantaj sağlamıştır. Bu bulgular, demet tipi absorber boru tasarımının konik güneş kollektörleri için daha uygun ve verimli bir seçenek olduğunu göstermektedir.
Anahtar Kelimler: Konik güneş kollektörü, yeni absorber tüpler, ısı değiştiricisi, termal verim

THERMAL ANALYSIS OF CONICAL SOLAR COLLECTOR WITH A NOVEL DESIGN ABSORBER TUBE

Abstract:

In this study, the thermal performance of two different absorber tube designs developed for use in a conical solar collector (CSC) was experimentally investigated. Various absorber geometries were designed and simulated using the Tonatiuh ray-tracing program. Based on simulation results, the conical collector with a 45° inclination angle was identified as the most efficient configuration and was selected for experimental testing. Each absorber tube design was evaluated under three different solar irradiance levels. In addition, a new cycle was created at different water flow rates with the heat exchanger integrated into the system. Experimental findings demonstrated that the bundle design, outperformed the chain design in terms of temperature difference, heat transfer rate, Nusselt number, and thermal efficiency. The bundle design achieved a temperature difference of 20.6 °C, a maximum heat transfer rate of 104.45 W, and a thermal efficiency of up to 12.5%. Additionally, it exhibited a higher Nusselt number while maintaining a significantly lower pressure drop of 9.8 mbar. These results indicate that the bundle-type absorber tube is a more effective and efficient option for conical solar collector applications.
Keywords: Conical solar collector, novel absorber tubes, heat exchanger, thermal efficiency

1. GİRİŞ

Özellikle karbondioksit (CO_2) olmak üzere sera gazı emisyonlarının artan seviyeleri, en acil küresel zorluklardan birini oluşturmaktadır. COVID-19 salgınının ekonomik etkilerine rağmen, atmosferik CO_2 konsantrasyonları 2021'de milyon başına 414,72 parça (ppm) ile yeni bir rekor seviyeye ulaşarak kayıtlardaki en büyük yıllık artışlardan birini işaret etti. Petrol ve gaz gibi fosil yakıt rezervlerinin

tükenmesiyle birlikte bu endişe verici eğilim, hem bir kriz hem de yenilenebilir enerji kaynaklarına geçiş için bir fırsat yarattı (Rebecca, 2002). Buna karşılık, dünya çevre sorunlarını azaltmaya ve sürdürülebilir kalkınmayı sağlamaya odaklanan bir "yeşil ekonomi" inşa etmeye başladı. Bu geçişin önemli bir boyutu enerji verimliliğini artırmak ve yenilenebilir enerji teknolojilerini hızla devreye sokmaktır. Yenilenebilir seçenekler arasında güneş enerjisi özellikle umut vadeden bir çözüm olarak ortaya çıkmıştır. Güneş enerjisi, çevreye zarar vermeden elektrik, mekanik ve termal dahil olmak üzere çeşitli enerji biçimlerine dönüştürülebilir (Boyle, 2012).

Yenilenebilir enerjinin altı ana türü modern biyokütle, hidroelektrik, jeotermal, güneş, rüzgar ve dalga/gelgit enerjisidir (Owusu&Sarkodie, 2016).

Son dönemde dünyanın birçok yerinde güneş enerjisi sistemlerinin verimliliğinin artırılmasına odaklanılan uygulamalarda büyük bir artış görülmektedir. İki temel tür güneş enerjisi teknolojisi vardır. Bunlar fotovoltaik (PV) ve termal sistemlerdir. PV sistemler, düşük sıcaklıklarda (100°C'den az) çalışarak doğrudan güneş ışığını elektriğe dönüştürürken, güneş termal kollektörleri güneş ışığını yoğunlaştırarak ısı enerjisi üretir (Dupeyrat et al., 2014). Fotovoltaik sistemler yaygın olarak kullanılırken, yoğunlaştırılmış güneş enerjisi (CSP) teknikleri de önemli ölçüde ilerlemiştir. Güneş enerjisi teknolojileri, güneş enerjisini nasıl topladıkları, dönüştürdükleri ve dağıttıklarına bağlı olarak pasif veya aktif olarak sınıflandırılabilir. Pasif güneş enerjisi, aktif dönüşüm olmadan güneşin ısısını ve ışığını kullanırken, aktif güneş enerjisi, güneş termal toplayıcıları veya fotovoltaik paneller gibi doğrudan enerji dönüşüm süreçlerini içerir (Planas, 2015). Yoğunlaştırılmış güneş enerjisi (CSP) teknolojileri, doğrudan gelen güneş ışınlarını yoğunlaştırarak bir sıvıyı, katıyı veya gazı ısıtıp daha sonra elektrik üretimi için bir sonraki süreçte kullanarak elektrik üretir (Ellabban et al, 2014). Yoğunlaştırılmış Güneş Enerjisi (CSP), parabolik oluk kollektörleri, güneş çanakları, güneş kuleleri ve daha fazlası gibi çeşitli güneş kollektörleri ile güneş enerjisinin gücünü artırma kapasitesine sahiptir. Bu yöntemler güneş enerjisini etkili bir şekilde yakalar ve enerji dönüşümünün verimliliğini artırır (Yeşildal et al., 2022).

(Bellos ve diğerleri, 2016) tarafından yürütülen bir çalışmada, bir güneş PTC'sinin ısı transfer verimliliğini artırmak için yakınsak-ıraksak bir yapılandırmaya sahip benzersiz bir tüp tasarımı önerildi. Hesaplamalı analizleri, yakınsak tüpün daha iyi akış karışımını kolaylaştırması ve tüp içinde daha homojen bir sıcaklık dağılımına yol açması nedeniyle, pürüzsüz bir tüp tasarımına kıyasla %4,55'e kadar potansiyel ortalama verimlilik artışı gösterdi.

(Chakraborty ve diğerleri, 2021) helezonlu bir absorber tüplü parabolik oluk kollektörünün termal performansını simüle ettiler. İki farklı su kütlesel debisi için (0,15 - 0,6 kg/s) değişen dönüş sayılarına sahip üç model tanıttılar (0 (pürüzsüz), 75, 85 ve 95). Çalışma sıvısı olarak su kullanan en yüksek dönüş sayısına sahip tüpten (95) elde edilen sonuçlar, pürüzsüz bir soğurucu tüpe kıyasla sırasıyla %10 ve %5'lik iyileştirmelerle en yüksek termal verimliliği ve ekserji verimliliğini gösterdi. Ayrıca, helezonlu bir soğurucu tüplü parabolik oluk kollektörünün Nusselt sayısının %25'e kadar arttığını belirttiler.

Yoğunlaştırılmış Güneş Enerjisi (CSP) sistemleri de iki türe ayrılabilir. Bunlar; çizgi odaklı teknolojiler ve nokta odaklı teknolojilerdir. Güneş ışığını doğrusal bir alıcıya yoğunlaştırmak için uzun, dar reflektörler kullanırlar. Reflektörler tek boyutta kavislidir ve etkili bir şekilde yoğunlaştırılmış güneş enerjisi çizgisi oluştururlar. Öte yandan, güneş enerjisi kuleleri ve parabolik çanak sistemleri gibi nokta odaklı teknolojiler, güneş ışığını tek bir odak noktasına yoğunlaştırmak için iki boyutlu kavisli reflektörler veya mercekler kullanır. Bu, çizgi odaklı teknolojilere kıyasla daha yüksek sıcaklıklara ve daha verimli enerji dönüşümüne olanak tanır. Güneş enerjisindeki hızlı büyüme ve teknolojik gelişmeler, yenilenebilir ve sürdürülebilir enerji kaynaklarına doğru küresel geçişteki temel rolünü vurgulayarak, onu dünyanın enerji geleceğine önemli bir katkıda bulunan bir unsur olarak konumlandırır (Sioshansi & Denholm, 2010).

Konik yüzey, istenen konsantrasyon oranına ve uygulamaya bağlı olarak farklı yarım açılarla tasarlanabilir. Enerji emen yapının dış yüzeyi, nispeten yüksek termal iletkenliğe (k) sahip bir malzemeden yapılır ve absorberin dış yüzeyi, yüksek bir konsantrasyon oranında çalışma sıvısına konveksiyon yoluyla verimli termal enerji aktarımı sağlayan nispeten yüksek bir emiciliğe (α) sahiptir. En iyi yansımayı ve en yüksek verimliliği elde etmek için, konik yüzey yaklaşık 45°'lik bir yansıtma (ρ) katsayısı ile tasarlanır (Na ve diğerleri, 2018). Bir başka çalışmada araştırmacılar (Hussain et al., 2017) 35◦, 40◦ ve 45◦'lik farklı reflektör görüş açılarında paslanmaz çelik ve alüminyum ayna reflektörleri kullanarak konik bir güneş kollektörünün optik performansını test ettiler. Sonuçlar, güneş kollektörünün maksimum değerlerinin 45◦'lik optimum reflektör görüş açısında elde edildiğini gösterdi. Açı 45°'den azsa, güneş radyasyonu kollektörün alt tarafından dışına doğru yansıyacak ve radyasyon alıcı borunun üst kısmına yansımayacaktır. Öte yandan, güneş kollektörünün açısı 45°'den fazlaysa, yansıyan radyasyon alıcı borunun tabanına ulaşmayacaktır. Ayrıca, alıcı boru yansıtıcı yüzeyden daha uzun olacak ve bu da atmosfere daha fazla ısı kaybına yol açacaktır.

Konik güneş yoğunlaştırıcıları, diğer yoğunlaştırma teknolojilerine kıyasla üretimi nispeten kolaydır ve diğer yoğunlaştırma teknolojilerine göre daha küçük bir ısı kaybı alanına sahip olma avantajına sahiptirler. Absorber tüpün şeklini değiştirmek, güneş yoğunlaştırıcılarının performansını artırmada çok önemli olmuştur. Bunun nedeni, emici tüp içindeki konvektif temas alanını veya içindeki ısı transfer oranını artırmanın faydalı ısı oranını iyileştirecek olmasıdır. Önemli olarak, emici tüplerin geometrik tasarımlarını geliştirmek için kapsamlı araştırmalar yürütülmüştür ve bu da konvektif yüzey alanlarını artırmayı amaçlamaktadır (Yeşildal et al., 2023).

Araştırmacılar (Kiatgamolchai & Chamni, 2008) güneş ışığını yakalamak için tasarlanmış iki boyutlu bir konik yoğunlaştırıcı üzerinde teorik ve deneysel araştırmalar yürüttüler. Analizleri, güneş ışığının koni dizaynındaki yansıma sayısını belirlemeyi amaçlıyordu. Daha fazla yansıma sayısı, daha fazla ışının koninin girişine geri yönlendirildiği anlamına geliyordu. Araştırmacılar koninin geometrik özelliklerini ve boyutlarını değerlendirdiler.

Togrul ve araştırma ekibi (Togrul ve diğerleri, 2004), konik bir yoğunlaştırıcı güneş hava ısıtıcısının geliştirilmesini ve değerlendirilmesini araştırdı. Bu güneş hava ısıtıcısı, doğal konveksiyon altındaki performansına odaklanarak gelen güneş radyasyonunu yoğunlaştırmak için konik bir yoğunlaştırıcı ile hizalanmış silindirik bir absorber tüp içeriyordu. Absorber yüzey tipi ve kollektör eğim açısı parametrelerinin etkilerini düz plakalı kollektörlerle karşılaştırdılar.

(Lee, 2018), Konik güneş yoğunlaştırıcılarında 45°'lik koni açılarıyla karakterize edilen bu yoğunlaştırıcılar, yüksek toplama verimliliğine sahip kollektör geliştirdi. Çift izleme sistemi içeren konik bir güneş kollektörü kullandı. Performans değerlendirmeleri, akış hızının termal verimlilik üzerindeki etkisini analiz etmek için değişen hacimsel debilerde (2, 4 ve 6 L/dak) gerçekleştirdi. Bulgular, Konik Güneş Yoğunlaştırıcı (CSC) sisteminin güneş toplama verimliliğinin 4 L/dak debide %81,40'a ulaştığını ve 2 ve 6 L/dak'da çalışan sistemlerin verimliliğini geride bıraktığını vurguladı.

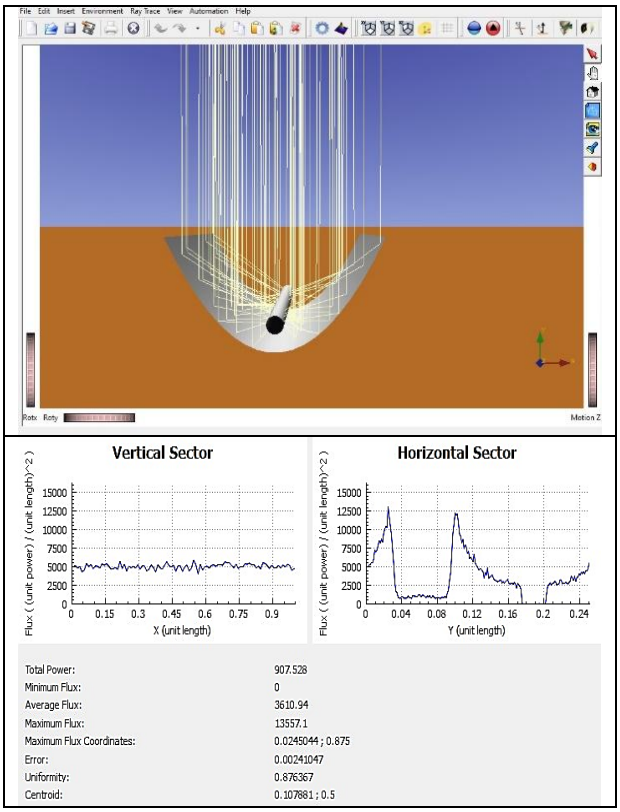
Araştırmacılar (Özakın ve diğerleri, 2025) konik güneş yoğunlaştırıcı kollektör sistemi tasarımını ve performans değerlendirmesini ayrıntılı olarak açıkladılar. Gelen güneş ışınımından termal enerjiyi daha etkili bir şekilde emmek için basit ve yenilikçi bir güneş kollektörü deney sistemi tasarladılar. Ekseni boyunca yeni bir helisel bakır boruya sahip konik bir kollektörün, evsel sıcak su kollektörü olarak kullanılmak üzere termal performansını araştırdılar. Deneyleri, halojen projektörler kullanarak iç mekan koşullarında üç farklı ışınım şiddeti değerinde gerçekleştirdiler. Deneysel sonuçlar, çıkıştaki su sıcaklığının, 1000 W/m^2 ışınım şiddeti ve 5 kg/h debide, D_0=10 mm'lik helisel geometri bir emici boru için 16,17 °C ile maksimum artış göstermiştir. Ayrıca daha yüksek Re sayılarında, 8 mm çaplı helisel absorberde basınç düşüşünün daha fazla arttığını gördüler. ANSYS-Fluent ile sayısal analiz yaptılar ve sonuçların deneysel sonuçlarla uyumlu olduğunu belirttiler.

Bu araştırmada, ısıl verimlilik üzerinde önemli etkisi olacağı öngörülen bir absorber modeli geliştirilmiş ve iki farklı bakır soğurucu tüp tasarımıyla konik bir güneş kollektörü üzerinde deneysel çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Tasarlanan entegre sistem, sıcak su üretimi amacıyla konik bir güneş yoğunlaştırıcısı kullanmakta olup, yeni soğurucu tasarımı, ısıyı absorberden çıkan su aracılığıyla bir ısı değiştiricide toplama prensibine dayanmaktadır. Çalışmanın ilk aşamasında, güneş ışınımını en verimli şekilde odaklayabilecek geometri, Tonatiuh yazılımı kullanılarak belirlenmiş ve bu doğrultuda 45° eğimli konik tasarım tercih edilmiştir. Ardından, farklı güneş ışınımı seviyelerinde ve çeşitli su debilerinde deneysel çalışmalar yürütülmüştür. Deneylerde açık ve kapalı olmak üzere iki farklı çevrim tasarımı uygulanmış; sistemin işletme parametrelerinin etkileri incelenmiş ve ısı transfer performansı detaylı bir şekilde değerlendirilmiştir.

2. MATERYAL VE METOD

2.1. Kollektör Geometrisinin Belirlenmesi

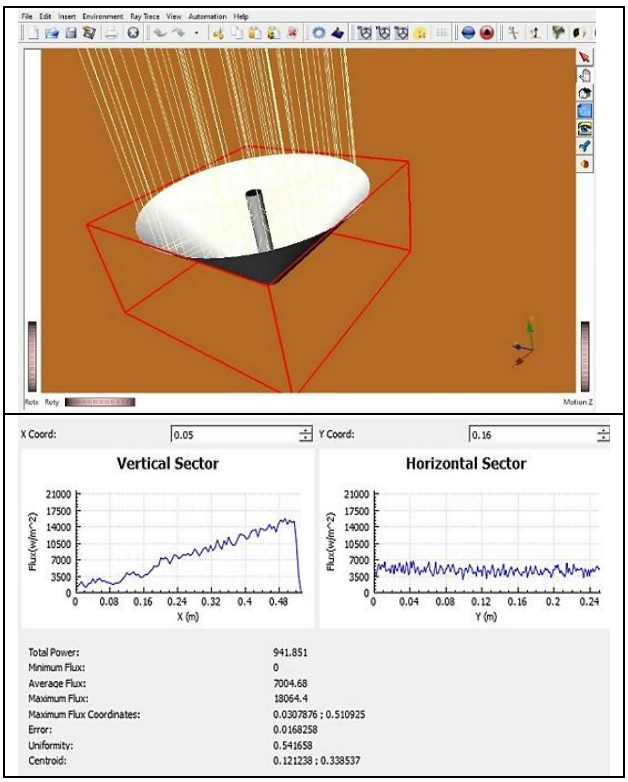
Deneysel çalışmalara başlamadan önce, güneş ışığının yüzeye düşmesi ve yansıması süreçlerini analiz etmek amacıyla TONATIUH programı kullanılarak teorik bir değerlendirme gerçekleştirilmiştir. Bu kapsamda, parabol, yarım daire, koni, elips ve farklı açılarda tasarlanmış bileşik geometriler olmak üzere çeşitli kollektör şekilleri incelenmiştir. Tüm geometrik modeller, aynı güneş ışınımı şiddeti, kollektörün üst açıklık alanı ve absorber tüp çapı koşulları altında test edilerek karşılaştırmalı analiz yapılmıştır. Bu teorik analizler sonucunda, en yüksek optik verimi sağlayan 45° eğimli konik yapı deneysel uygulamalar için seçilmiştir. Parabolik oluklu kollektör ve konik kollektör için yapılan örnek analizler Şekil 1 ve Şekil 2'de verilmiştir.



Şekil 1. Parabolik oluklu kollektör için simülasyon sonuçları

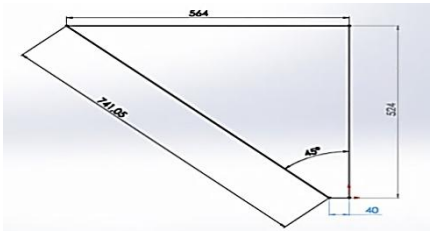
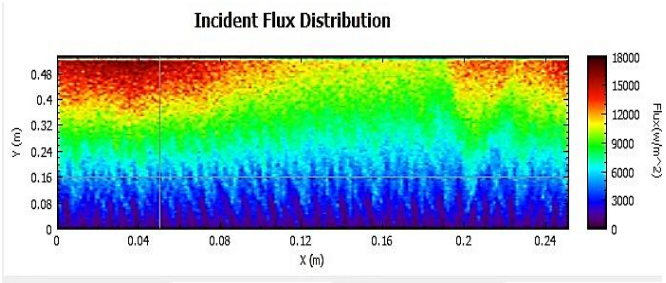
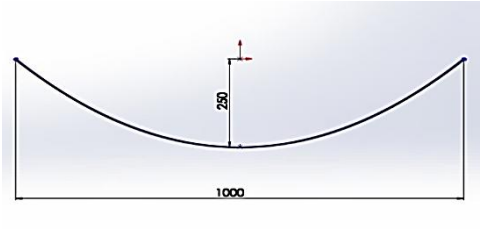
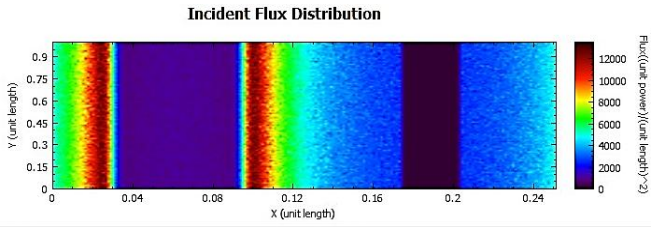
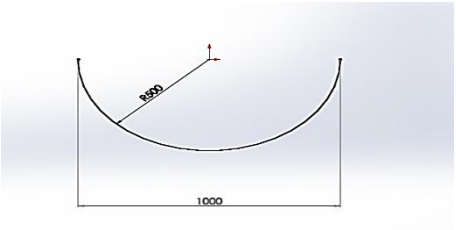
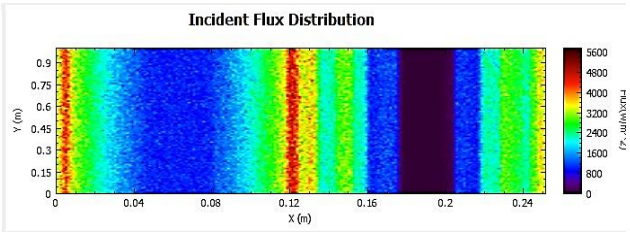
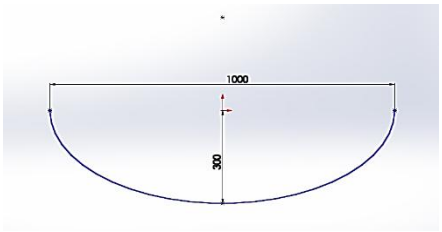
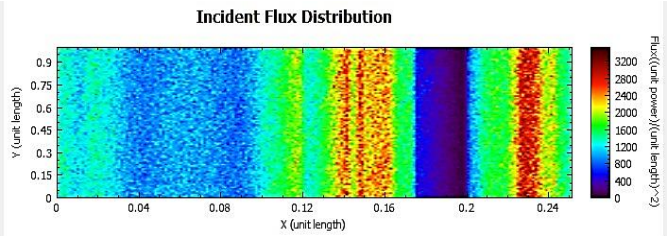
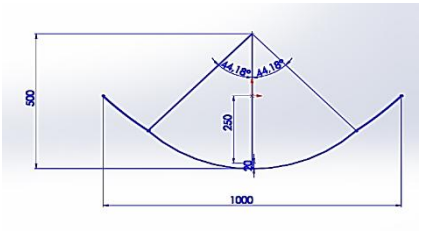
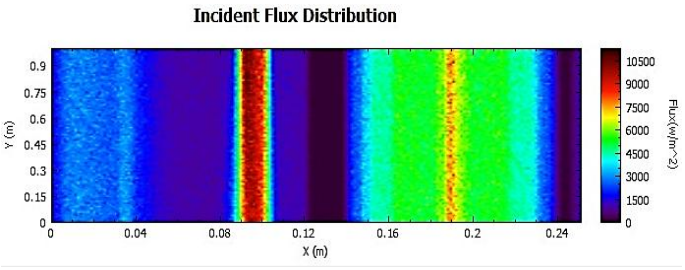
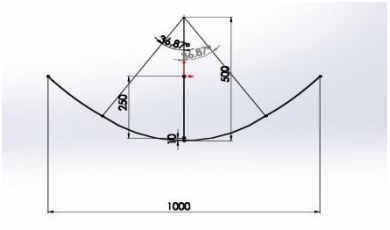
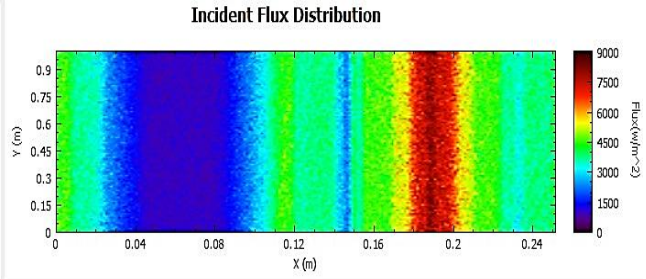
Şekil (1-a), parabolik oluk yansıtıcı yüzeye düşen güneş ışığının yansımasını ve yansıtıcı yüzeyin odağında bulunan emici tüpe odaklanması görülmektedir. Şekil (1-b), absorber tüp uzunluğunu (X) ve tüpün çevresindeki (Y) tüp yüzeyinde ısı akısının dağılımını temsil eder. Burada, ısı akısının dağılımının düzensiz olduğunu, absorber tüpün alt yarısında yoğunlaştığını, ancak üst yarısında çok az olduğu görülebilir. Bu durum, parabolik oluklu güneş kollektörü yüzeyinin dezavantajlarından biri olarak kabul edilir. Şekil 1-b ayrıca toplam güç, ortalama ısı akısı ve maksimum ve minimum değerleri de göstermektedir.

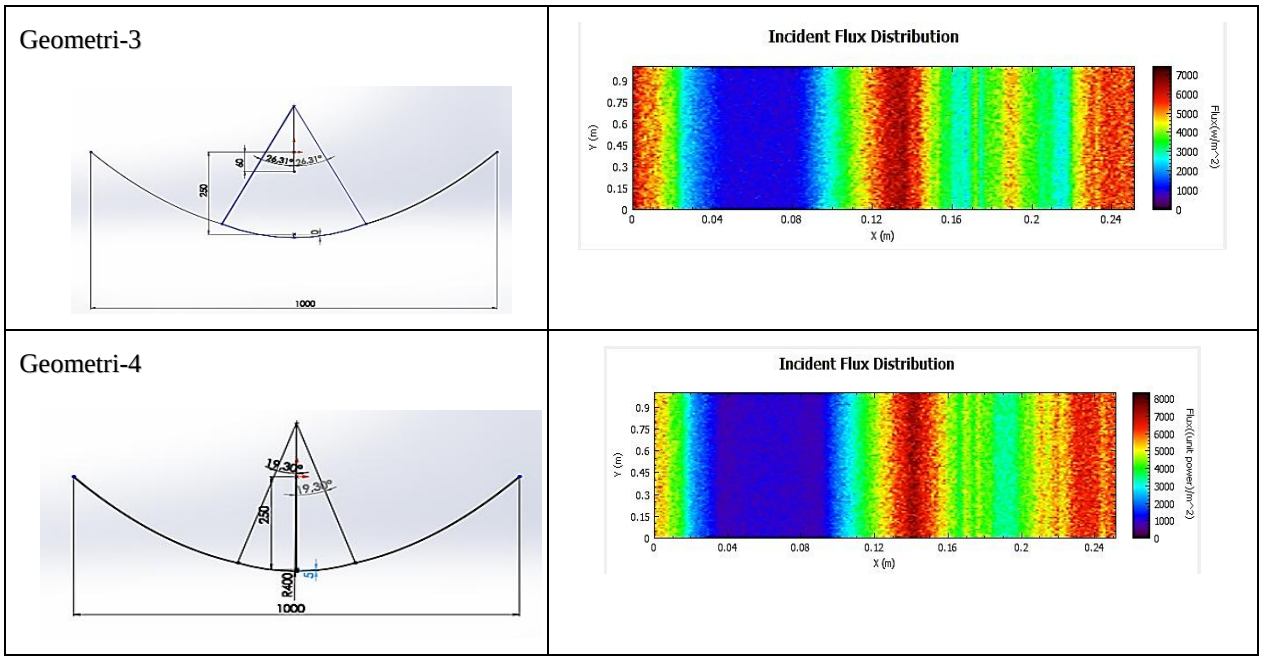
Şekil (2-a), konik yansıtıcı yüzeye düşen güneş ışığının yansımasını ve yansıtıcı yüzeyin odağında bulunan absorber tüpe odaklanmasını göstermektedir. Şekil 2-b'de ısı akısının dağılımının absorber tüpün çevresi boyunca neredeyse homojen olduğunu ve bunun konik yansıtıcı yüzey için hesaplanan iyi bir özellik olduğunu göstermektedir. Ayrıca dikeyde ısı akısının en yüksek değerinin absorber tüpün tepesine yakın olduğunu ve bunun yansıtıcı yüzey alanının bu bölgede en büyük değere sahip olmasından kaynaklandığı da görülmektedir.



Şekil 2. Konik Solar Kollektör için simülasyon sonuçları

Şekil 3'te TONATIUH programı kullanılarak test edilen geometrik şekillerin diyagramı ve test sonuçları gösterilmektedir. y ekseni absorber borunun uzunluğunu, x ekseni ise borunun çevresini göstermektedir.

Konik 45˚ 	
Parabolik 	
Yarım daire 	
Eliptik 	
Geometri-1 	
Geometri-2 	



Şekil 3. TONATIUH programı kullanılarak simüle edilen geometriler ve simüle edilen akı dağılımları

Tablo 1'de TONATIUH programı kullanılarak yapılan test sonucu elde edilen geometrik şekillerin eğim açısı değerleri, ortalama ısı akısı ve toplam güç değerleri gösterilmektedir.

Tablo 1. Çeşitli kollektör geometrileri için simülasyon sonuçları

Geometri	Açı (θ)	Ortalama ısı akısı(W/m^2)	Toplam (W)
konik 45°	45	7004.68	941.8
parabolik	0°	3610.94	907.5
yarım daire	180°	1864.68	468.64
eliptik	180°	1369.6	344.21
geometri-1	88.36°	3114.04	782.64
geometri-2	73.74°	3530.41	887.28
geometri-3	52.62°	3482.15	875.15
geometri-4	38.6°	3709.68	932.64

Tablo 1'den, toplam güç ve ortalama ısı akısı değerlerinin en yüksek olduğu durum 45° açılı konik yansıtıcı yüzey olarak elde edilmiştir. Bu nedenle bu çalışmada 45° konik yüzey deneysel olarak test edilmişir.

2.2. Deney Sistemi

Üretilen konik güneş kollektörünü (CSC) test etmek için kullanılan deneysel düzenek Şekil 4'te gösterilmiştir. Deney sistemi konik kollektör, absorber tüp, 5 litrelik bir depolama tankı, bir sirkülasyon pompası ve ısı eşanjöründen oluşmaktadır. İlk olarak, su sirkülasyon döngüsü kapatılır ve tank başlangıçta şebekeden doldurulur. Pompa, suyu tanktan alarak güneş kollektöründeki absorber tüp boyunca dolaştırılır ve ardından tekrar geri gönderilir. Güneş kollektörüne dik olarak konumlandırılan halojen projektörler, ışınım yaymak için kullanılmıştır. Deneyler boyunca, su sıcaklıkları absorber borunun giriş ve çıkışı ile ısı eşanjörünün giriş ve çıkışında sürekli olarak izlenmiştir.

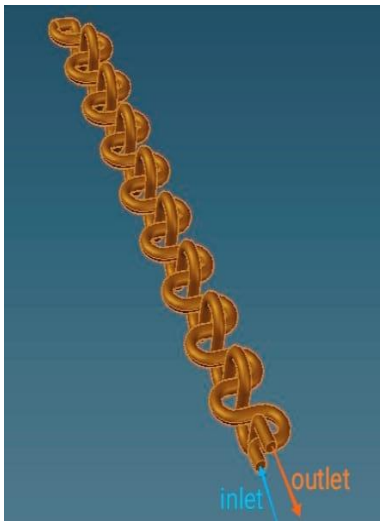


Şekil 4. CSC deney sistemi

Absorber, yansıtıcı yüzeyin odağında dik bir konumda bulunan bir tüpten oluşmaktadır. Isı transfer akışkanı (HTF) bu tüp içinde dolaşır. Tüp yüzeyi güneş radyasyonu emilimini artırmak ve radyasyon emisyonlarını en aza indirmek için mat siyah boya ile boyanmıştır (Black 3.0). Bu çalışmada iki yeni absorber tüp modeli geliştirilmiştir.

İlk tasarım soğurucu, Şekil 5'te gösterildiği gibi kıvrımlı ve üst üste binen (zincir benzeri) bir forma sahiptir. Soğuk su alt taraftan girerek tüpün tepesine ulaştıkça ısınır ve kıvrılarak tekrar aşağı doğru akar. Soğurucu tüpün iç çapı 6 mm ve dış çapı 8 mm'dir.

Yapılan kaplama sayesinde ışınımı 0,88'lik bir soğurma değerine sahiptir. Bakır soğurucu tüpün ısıl iletkenliği 401 W/mK'dir.



Şekil 5. Zincir absorber tüp

Tablo 2'de absorber tüpün özellikleri verilmiştir.

Tablo 2. Zincir absorber tüpün özellikleri

	Sembol	Değer	Birim
Malzeme	Cu	-	-
Dış çap	Dco	8	mm
İç çap	Dci	6	mm
Top. uzunluk	L	3050	mm

Demet olarak adlandırılan ikinci tasarım, her biri 50 cm uzunluğunda, dikey olarak sıralanan tüplerden oluşan bir demet şeklinde işlenmiştir. Bu geometri, 5 cm çapında dairesel kesitli bir silindir etrafında üç adet U şeklinde olacak şekilde konumlandırılmıştır (Şekil 6).



Şekil 6. Demet absorber tüp

Demet absorber tüpün özellikleri Tablo 3'te ayrıntılı olarak verilmiştir.

Tablo 3. Demet absorber tüpün özellikleri

	Sembol	Değer	Birim
Malzeme	Cu	-	-
Dış çap	Dc,o	8	mm
İç çap	Dc,i	6	mm
Top. uzunluk	L	3200	mm

Bu çalışmada, konik bir güneş kollektörünün termal verimliliği, iki yeni tasarım (zincir ve demet) absorber tüp kullanılarak araştırılmıştır. Her tüpün termal performansı ayrı ayrı analiz edilmiş ve her analiz üç farklı ışınım şiddeti (800, 900 ve 1000 W/m²) için yapılmıştır.

Deneyler sırasında, hem absorber tüp hem de ısı değiştiricinin giriş ve çıkış sıcaklıkları her radyasyon seviyesinde ölçülmüştür. Birincil su beslemesinin ısı değiştiricinin soğuk su girişi, 5, 10 ve 15 L/h debilerinde test edilmiştir. Ek olarak, güneş kollektör debileri de beş farklı kütlesel debi değeri için (2.5, 5, 10, 15 ve 20 kg/h) test edilmiştir.

2.3. Hesaplamalar

CSC'nin performansını ve verimliliğini anlamak için, çeşitli parametreleri ve denklemleri incelemek gerekir. CSC için C olarak gösterilen konsantrasyon oranı, Denklem (1)'de açıklanan yönteme benzer bir yöntemle belirlenir. Güneşlenen (A_{ape}) alanının konik güneş reflektörünün açıklık alanına (A_{abs}) bölünmesiyle elde edilir.

$$C = \frac{A_{ape}}{A_{abs}} \quad (1)$$

Optik verimlilik, faydalı ısı çıkışının solar radyasyon girişine bölünmesiyle hesaplanır (Özakin ve Kaya, 2019). Burada I, gelen doğrudan solar radyasyonudur. A_a açıklık alanı, Q_u ise CSC'nin faydalı ısı çıkışıdır.

$$\eta = \frac{Q_u}{A_a I} \quad (2)$$

CSC'den ısı transfer akışkanına aktarılan ısı enerjisi miktarı,

$$Q_u = \dot{m}\, c_p \Delta T \quad (3)$$

Burada sıcaklık farkı $\Delta T = T_o - T_i$'dir. Burada T_i ve T_o sırasıyla ısı transfer akışkanının giriş ve çıkış sıcaklıklarıdır.

Konik bir güneş kollektöründeki basınç düşüşünü belirlemek için Darcy-Weisbach denklemi kullanılabilir. Bu denklem basınç düşüşünü akış hızı, akışkanın özellikleri ve borunun geometrisi ile ilişkilendirir. Bu parametrelere sahip olarak, kollektörün tasarımını ve çalışmasını optimize etmede etkili olabilecek basınç düşüşünü hesaplamak mümkün

hale gelir. Darcy-Weisbach denklemi: (Munson ve diğerleri, 2013)

$$\Delta P = f \frac{L}{D_{ri}} \times \frac{1}{2} \times \rho \times v^2 \qquad (4)$$

Burada ΔP basınç düşüşünü, f Darcy sürtünme faktörünü, L borunun uzunluğunu, ρ akışkanın yoğunluğunu ve v akışkanın hızını ifade eder.

Başlangıçta, absorber tüp ile çalışma akışkanı arasındaki ısı transfer katsayısı (h), Nusselt sayısını tahmin etmek için denklem (5) uygulanarak belirlenir.

$$h = \frac{Q}{T_w - T_m} \qquad (5)$$

T_w, boru cidarının ortalama sıcaklığını temsil ederken, T_m ise ısı transfer akışkanının (HTF) tüpteki ortalama sıcaklığını belirtir. h verildiğinde, Nusselt sayısı, D'nin emici borunun hidrolik çapını, λ'nın ise ısı transfer akışkanının termal iletkenliğini temsil ettiği denklem (6) kullanılarak bulunabilir (Yılmaz & Mwesigye, 2018).

$$Nu = \frac{hD}{\lambda} \qquad (6)$$

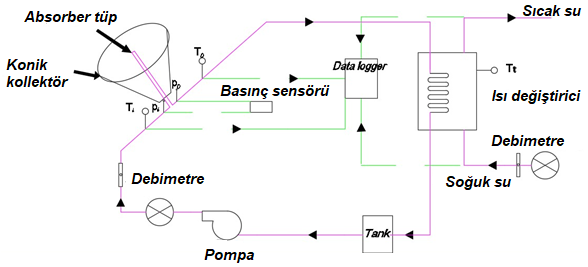
Reynolds sayısı ise;

$$Re = \frac{\rho.v.Di}{\mu} \qquad (7)$$

3. DENEYSEL SONUÇLAR

Deneyler, Şekil 7'de gösterilen akış döngüsüyle iç mekan şartlarında yürütüldü. Konik güneş kollektörü sistemi, ısı değiştiricisine giren su debisinin üç seviyede (10, 15 ve 20 L/h) incelendiği kapalı bir devrede bir ısı değiştiriciye entegre edilmiştir. Her debi değeri için 800, 900 ve 1000 W/m² ışınım şiddetinde deneyler gerçekleştirilmiştir.

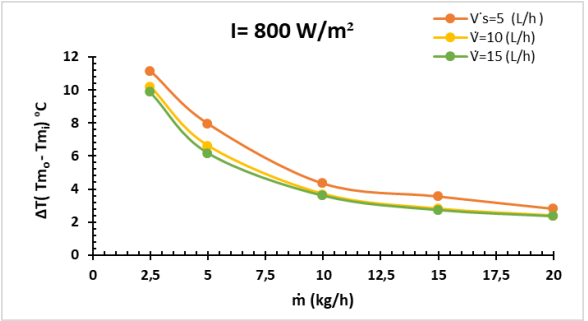
Ayrıca, güneş kollektörü içerisinde dolaşan ısı transfer akışkanının (HTF) kütlesel debisi, her ışınım seviyesi ve tüp tasarımı için bağımsız olarak 2,5, 5, 10, 15 ve 20 kg/h olmak üzere beş farklı değerde ayarlanmıştır. Toplamda, her bir absorber tüp tasarımı için 45 deneysel çalışma yürütülmüştür. CSC'nin maksimum ısıtma kapasitesini analiz etmek için kollektörün giriş ve çıkış sıcaklıkları kaydedilmiştir. Bir basınç düşüşü sensörü ile, termal sistem içindeki basınç düşüşü değerleri kaydedilmiştir. Isı eşanjörü, tanka geri gönderilmeden önce suyu soğutmak için Şekil 7'de gösterildiği gibi açık devre olarak kullanılmıştır.



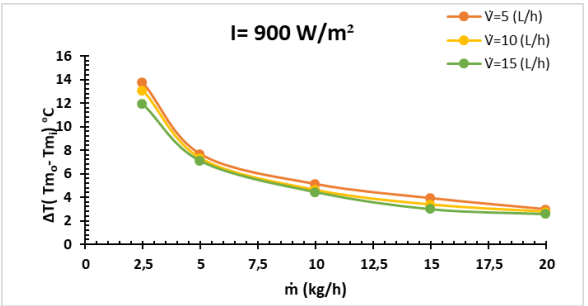
Şekil 7. Deney sistemindeki çevrimlerin şematik gösterimi

3.1. Zincir tasarım absorber tüp

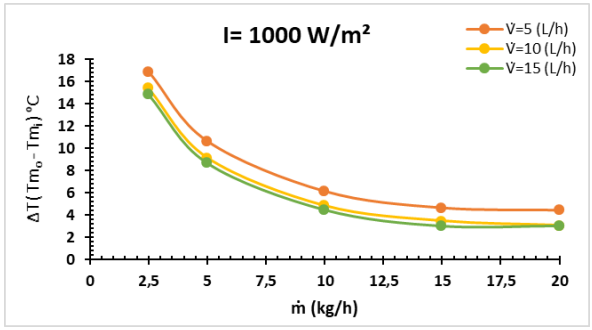
İlk olarak kütlesel debinin sıcaklık farkı üzerine etkileri incelenmiştir. Zincir tasarım için hem absorber hem de ısı değiştiricisi giriş ve çıkış arasındaki sıcaklık farkı (ΔT), farklı ışınım seviyeleri için debinin bir fonksiyonu olarak analiz edilmiştir. Debideki artışın ΔT'de azalmaya yol açtığı gözlemlenmiştir. Bu eğilimin, ısı transferi süresini azaltan absorber tüp içindeki daha yüksek akışkan hızından kaynaklandığı görülmüştür. 1000 W/m² ışınım değerinde maksimum sıcaklık farkı 16.9 ºC, kütlesel debi ṁ = 2.5 kg/h ve hacimsel debi için V̇ = 5 L/h koşullarında elde edilmiştir. 800 ve 900 W/m²'lik daha düşük radyasyon yoğunluklarında, en yüksek ΔT değerleri sırasıyla 11,16 ºC ile 13,7 ºC olarak elde edilmiştir (Şekil 8-10).



Şekil 8. Farklı hızlarda sıcaklık farkı – debi değişimi (I=800 W/m²)

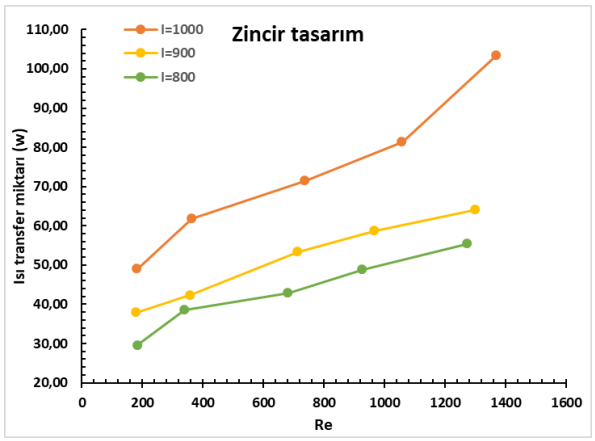


Şekil 9. Farklı hızlarda sıcaklık farkı – debi değişimi (I=900 W/m²)



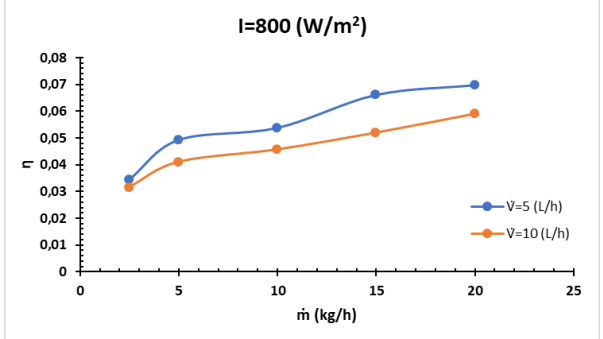
Şekil 10. Farklı hızlarda sıcaklık farkı – debi değişimi (I=1000 W/m^2)

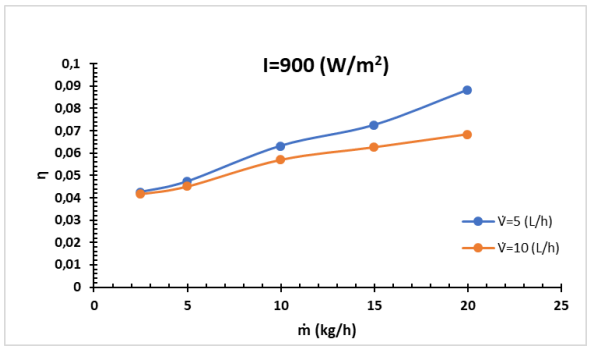
Şekil 11, farklı ışınım seviyeleri ve Reynolds sayısıyla ısı transfer miktarının değişimini, özellikle 10 kg/h debide bir soğutma suyu debisi için göstermektedir. Reynolds sayısı arttıkça, akışkana aktarılan ısı miktarının da arttığı gözlemlenmiştir. Maksimum ısı transferi 103,8 W olarak belirlenmiştir.

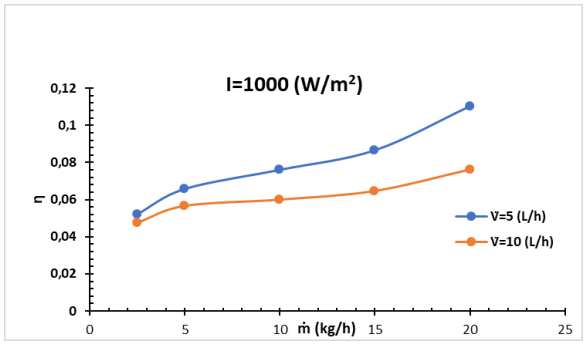


Şekil 11. Farklı ışınım şiddetleri için ısı transferinin Re ile değişimi

Zincir tasarım absorber tüpün ısıl verimi (η), her iki çevrim (kollektör ve ısı değiştiricisi) için farklı debiler için değerlendirilmiştir.Verimlilik için maksimum değerler 20 kg/h su debisinde gözlenmiş olup, sırasıyla 800, 900 ve 1000 W/m² ışınım seviyelerinde %6,9, %8,8 ve %11,04 'lük tepe değerlerine ulaşılmıştır. Özellikle, daha düşük soğutma suyu akış hızlarının (5 L/h) 10 L/h'ye kıyasla daha yüksek verimliliğe karşılık geldiği görülmekte olup, bu durum soğutma suyu debisinin sistem performansındaki önemini vurgulamaktadır (Şekil 12).



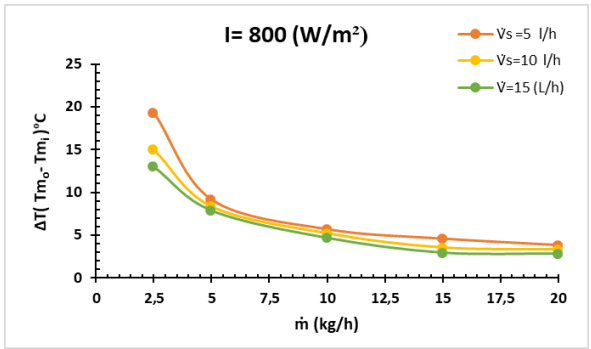




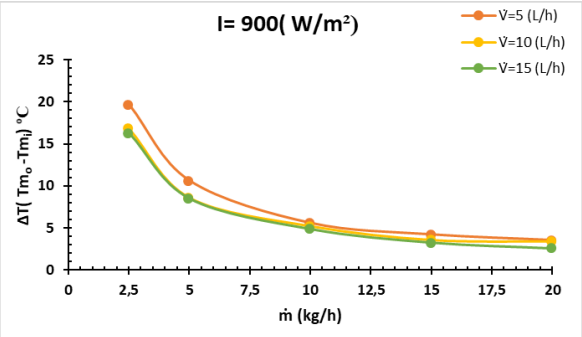
Şekil 12. Farklı ışınım şiddetlerinde verim – debi değişimi

3.2. Demet tasarım absorber tüp

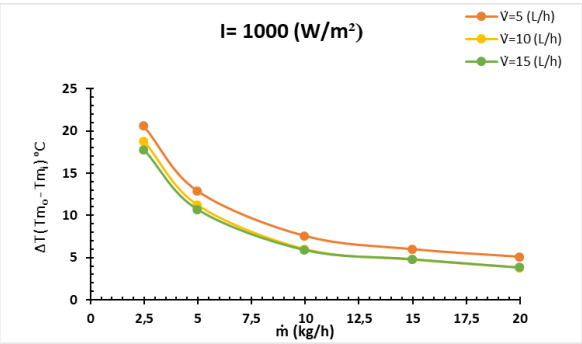
Demet tasarım absorber tüp için sıcaklık farkı (ΔT), ısı değiştiriciye giren suyun kütlesel debisinin bir fonksiyonu olarak analiz edilmiştir. Artan kütlesel debi, artan akış hızı nedeniyle ΔT'de önemli bir azalmaya neden olmuştur. Bu da ısı transferinin gerçekleşmesi için gereken süreyi azaltmıştır. 800, 900 ve 1000 W/m² radyasyon seviyelerinde, maksimum ΔT değerleri 2,5 kg/h debi değerlerinde elde edilmiştir (Şekil 13–15). Bu durum, mevcut tasarımın güneş enerjisini yoğunlaştırmada oldukça etkili olduğunu göstermektedir.



Şekil 13. Farklı hızlarda sıcaklık farkı – debi değişimi (I=800 W/m^2)

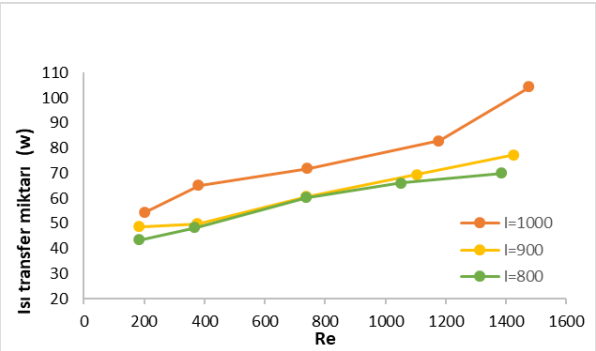


Şekil 14. Farklı hızlarda sıcaklık farkı – debi değişimi (I=900 W/m^2)



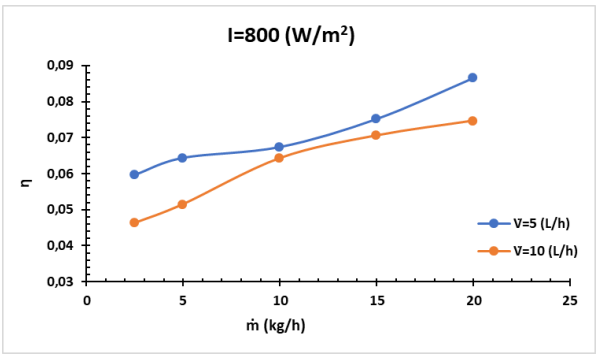
Şekil 15. Farklı hızlarda sıcaklık farkı – debi değişimi (I=1000 W/m^2)

Şekil 16, farklı radyasyon seviyeleri için 10 kg/h'lik bir soğutucu akış hızında Reynolds sayısı (Re) ile ısı transfer hızı (Q) arasındaki ilişkiyi göstermektedir. Isı transfer hızı, artan Re ile önemli ölçüde artmış, 1000 W/m²'de 104,45 W'lık bir tepe noktasına ve 20 kg/h'lik bir kütlesel debi değerine ulaşmıştır.

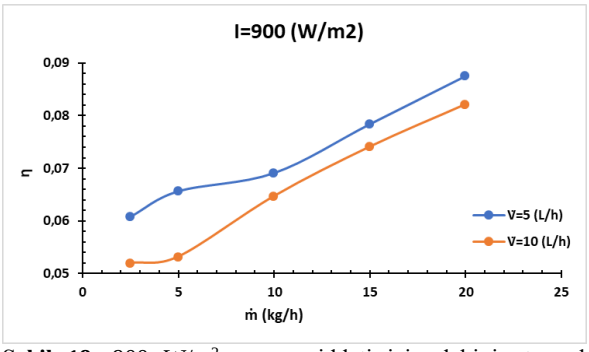


Şekil 16. Farklı ışınım şiddetlerinde ısı transfer miktarı ile Re ilişkisi (800,900 and 1000 W/m^2)

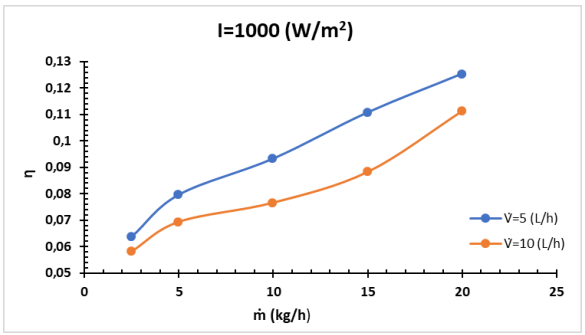
Su kütlesel debisinin termal verimliliğe olan etkisini değerlendirmek için, konik kollektörden geçen debi üç radyasyon seviyesinde (1000, 900 ve 800 W/m²) 5 kg/h veya 10 kg/h olarak ayarlanmıştır. Güneş kollektöründe absorber tüpten geçen su debisinin 2.5, 5, 10, 15 ve 20 kg/saatlik artışlarla kademeli olarak artırılmasıyla ısıl verim ölçülmüştür. Şekil 19, 20 ve 21'de görüldüğü gibi, tüm ışınım seviyelerinde en yüksek termal verimin 20 kg/h akış hızında gerçekleştiği ve bunun 800 W/m²'de %8,6, 900 W/m²'de %8,7 ve 1000 W/m²'de maksimum %12,54 oranlarına ulaştığı gözlenmiştir. Ayrıca, 5 L/h debisindeki verimin, 10 L/h soğutma suyu debisinde gözlenen verimden daha yüksek olduğu görülmektedir (Şekil 17-19).



Şekil 17. 800 W/m^2 ışınım şiddeti için debinin termal performans üzerindeki etkisi



Şekil 18. 900 W/m^2 ışınım şiddeti için debinin termal performans üzerindeki etkisi



Şekil 19. 1000 W/m^2 ışınım şiddeti için debinin termal performans üzerindeki etkisi

SONUÇLAR

Bu çalışmada, güneş enerjisini verimli bir şekilde ısı enerjisine dönüştürmek için deneysel bir sistem kurulmuştur. Yoğunlaştırıcı güneş kollektörlerinde en iyi optik geometriyi elde etmek için öncelikle Tonatiuh yazılımı kullanıldı ve deneysel testler için 45° konik bir toplayıcı alıcı seçildi. Sıcak su eldesi için zincir ve demet tasarıma sahip iki ısı alıcıya kullanılarak konik bir güneş kollektörünün termal performansı deneysel olarak incelenmiştir.

• Sıcaklık farkının, artan debiyle azaldığı, ancak her iki tasarım için de daha yüksek radyasyon

yoğunluklarıyla arttığı görülmüştür. Demet tasarımla daha yüksek ΔT değerleri elde edilmiştir.

• Isı transfer miktarının hem debi hem de ışınımla iyileştiği ve demet tasarımın tüm koşullarda zincir tasarımdan daha iyi sonuç verdiği gösterilmiştir.

• Çıkış sıcaklıkları, artan Reynolds sayısıyla azalmıştır.

• Termal verimlilikteki artış, sıcaklık farkında gözlemlenen eğilimin aksine akış hızındaki artışla ilişkilendirilmiştir. Özellikle, 20 kg/h'lik bir debide, soğutulmuş suyun akış hızları sırasıyla 5 L/h ve 10 L/h değerlerinde sabit olduğunda, demet tasarım sırasıyla %12,5 ve %11,1'lik bir verimlilik gösterirken, zincir tasarım aynı debilerde %11 ve %7,6'lık bir verimlilik göstermiştir.

KAYNAKLAR

Bellos, E., Tzivanidis, C., Antonopoulos, K. A., & Gkinis, G. J. R. E. (2016). Thermal enhancement of solar parabolic trough collectors by using nanofluids and converging-diverging absorber tube. Renewable Energy, 94, 213-222.

Boyle, G. (2004). Renewable energy: power for a sustainable future.

Chakraborty, O., Roy, S., Das, B., & Gupta, R. (2021). Effects of helical absorber tube on the energy and exergy analysis of parabolic solar trough collector–A computational analysis. Sustainable Energy Technologies and Assessments, 44, 101083.

Dupeyrat, P., Ménézo, C., & Fortuin, S. (2014). Study of the thermal and electrical performances of PVT solar hot water system. Energy and Buildings, 68, 751-755.

Ellabban, O., Abu-Rub, H., & Blaabjerg, F. (2014). Renewable energy resources: Current status, future prospects and their enabling technology. Renewable and sustainable energy reviews, 39, 748-764.

Hussain, M. I., Lee, G. H., & Kim, J. T. (2017). Experimental validation of mathematical models of identical aluminum and stainless steel engineered conical solar collectors. Renewable Energy, 112, 44-52.

Kiatgamolchai, S., & Chamni, E. (2008). Theory and experiment of a two-dimensional cone concentrator for sunlight. Solar Energy, 82(2), 111-117.

concentrator with performance evaluation. Energy Procedia, 153, 137-142.

Lindsey, R. (2020). Climate change: atmospheric carbon dioxide.

Na, M. S., Hwang, J. Y., Hwang, S. G., Lee, J. H., & Lee, G. H. (2018). Design and performance analysis of conical solar concentrator. Journal of Biosystems Engineering, 43(1), 21-29.

Owusu, P. A., & Asumadu-Sarkodie, S. (2016). A review of renewable energy sources, sustainability issues and climate change mitigation. Cogent Engineering, 3(1), 1167990.

Özakin, A. N., & Kaya, F. (2019). Effect on the exergy of the PVT system of fins added to an air-cooled channel: A study on temperature and air velocity with ANSYS Fluent. Solar energy, 184, 561-569.

Özakin, A. N., Yeşildal, F., Öner, İ. V., Al Agele, A. A. H., & Baamel, S. M. H. (2025). Experimental and numerical thermal analysis of conical solar collector using helical absorber tube. Journal of Thermal Analysis and Calorimetry, 1-17.

Planas, O. (2015). What is solar energy. Examples, definitions and types (Spanish). Available online: https://solar-energia. net/que-es-energia solar#:~: text= Autor% 3A% 20Oriol% 20Planas.

Sioshansi, R., & Denholm, P. (2010). The value of concentrating solar power and thermal energy storage. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 1(3), 173-183.

Togrul, I. T., Pehlıvan, D., & Akosman, C. (2004). Development and testing of a solar air-heater with conical concentrator. Renewable Energy, 29(2), 263-275.

Yesildal, F. (2022). Experimental optimization and CFD model verification of the parabolic trough collector with a staggered butterfly finned pipe inserts. Heat Transfer Research, 53(1).

Yeşildal, F., Özakın, A. N., Baamel, S., & Alagele, A. (2023). Improving the Thermal Efficiency of the Parabolic Trough Solar Collector: An Overview. Karadeniz Fen Bilimleri Dergisi, 13(3), 781-800.

Yılmaz, İ. H., & Mwesigye, A. (2018). Modeling, simulation and performance analysis of parabolic trough solar collectors: A comprehensive review. Applied energy, 225, 135-174.

SEAWATER PUMPED STORAGE SYSTEM WITH PUMPS AS TURBINES

Ahmet Selman KIRDAĞLI [*], Kutay ÇELEBİOĞLU [*], Orhan ARSLAN [**]
[*] TOBB University of Economics and Technology, Hydro Energy Research Laboratory (TOBB ETU Hydro),
06510 Çankaya, ANKARA, ahmetskirdagli@gmail.com, tkcelebioglu@etu.edu.tr
[**] General Directorate of State Hydraulic Works,
06510 Çankaya, ANKARA, ars.orh@gmail.com

Abstract: Globally, Pumped Storage Systems (PSS) are the dominant form of grid-scale energy storage, accounting for 76% of the market due to their long lifespan, cost-effectiveness, and ability to ensure grid stability and resilience. Despite this global reliance and Türkiye's significant hydropower capacity of 32.2 GW, the country has no operational PSS plants. This study addresses this strategic gap by investigating the potential for Seawater Pumped Storage Systems (S-PSS) and the use of cost-effective Pumps as Turbines (PATs). Distinct from conventional PSS, S-PSS utilize the sea as a boundless lower reservoir, enhancing design resilience and offering potential benefits for coastal industries. The research developed a methodology to identify potential S-PSS locations along Türkiye's coastlines, specifically within an initial altitude range of 150–300 meters and 2 km distance from the sea, using a comprehensive topological analysis and identifying naturally occurring storage areas by ArcGIS. Detailed PAT design and analysis were conducted using MATLAB-based 1-D empirical relations. Initial designs for these high-head sites were optimized for efficiency but were found to be impractical for sea-level operation due to excessively high Net Positive Suction Head (NPSH) requirements. An efficiency trade-off was made by redesigning the PATs to lower the NPSH. To find a practical solution, the study then analyzed one additional case with a 125-meter head, along with two additional cases using real, off-the-shelf pumps with known sea-level operability. While these systems demonstrated lower overall round-trip PAT efficiencies (48% and 55%) compared to conventional PSS (75%–85%) and batteries (92%–96%), the findings highlight a crucial trade-off. S-PSS with PATs offer a significantly longer lifespan (40–60 years, 100 years with maintenance) and the lowest capital cost per capacity among large-scale storage technologies. The principles derived from this study, particularly regarding PAT selection and system capacity, are inherently scalable. This research provides a strategic framework for the sustainable and cost-effective development of S-PSS using PAT technology in Türkiye. The paper also discusses strategies to improve their practicality, such as integrating them with other renewable energy applications and establishing incentive mechanisms to facilitate their implementation, thereby creating a robust and standardized infrastructure for the future.

Keywords: Seawater Pumped Storage, Pumps as Turbines, GIS, Energy Storage.

1 INTRODUCTION

In recent years, the need for large capacity energy storages has been increased due to the significantly increased use of renewable and nuclear energy sources. Türkiye has drastically increased its renewable energy sources investing in hydroelectric power, biogas, solar and wind energy. The share of wind and solar energy sources in total electricity generation increased from 4.31% in 2013 to 27.62% in 2023 **(TEİAŞ, 2025).** Aligned with the long-term energy strategy, Türkiye has announced an upcoming 4,800 MW Akkuyu Nuclear Power Plant **(T.C. İB, 2024).** However, these applications increase the gap between electricity consumption and production balance. The daily energy demand and production unbalance can be understood from daily average electricity pricing graph **(EPİAŞ, 2025), Figure 1.** To ensure grid stability and balance, the role of energy storage facilities is critical both in daily and seasonal terms.

The importance of pumped storage hydropower has also been emphasized internationally. In August 2021, the U.S. Department of Energy highlighted multiple reasons why investment in Pumped Storage Systems (PSS) remains critical ("10 Reasons to Love Water Batteries," DOE, 2021). According to this report, PSS prevent grid overloading, provide backup energy during cloudy or windless days, and ensure resilience in emergencies such as snowstorms, wildfires, or even cyberattacks. They also contribute to flood control and irrigation, with some facilities operating reliably for nearly a century. With their unmatched capacity, long duration, and proven efficiency, PSS are considered today's most robust form

of large-scale energy storage. This international recognition underscores the strategic relevance of PSS and further supports the need to explore cost-effective and geographically suitable solutions for Türkiye. **(U.S. DOE, 2021)**

Among grid-scale storage technologies, Li-ion batteries currently dominate new installations due to their high round-trip efficiency (92–96%) and fast response times. However, their lifetime is limited to 10–15 years and performance strongly depends on operating temperature, leading to higher replacement and operating costs. Sodium–Sulfur (NaS) batteries offer longer discharge durations but require constant high-temperature operation, resulting in notable standby losses (3%) and operating expenditures. In contrast, Pumped Storage Systems (PSS) remain the most mature and cost-effective option, providing 6–20 hours of storage with lifetimes of 40–60 years (extendable to 100 years with maintenance). Yet, conventional PSS require extensive civil works and large freshwater reservoirs, which constrain their deployment. Comparison of grid-scale energy storage technologies is shown in **Table 1. (IRENA, 2017).**

While Pumped Storage Systems (PSS) offer long-term, cost-effective energy storage, Seawater PSS (S-PSS) present unique advantages by utilizing the sea as an inexhaustible lower reservoir, ensuring constant tail-water head and reducing environmental impact by eliminating the need for a second dam **(IRENA, 2012)**. Türkiye, with its extensive 8,000 km coastline and mountains rising within 2 km of the shore, possesses significant geographical potential for numerous S-PSS projects. However, the high investment costs associated with conventional S-PSS technologies present a barrier to widespread implementation. Therefore, a design with practical installation and a cost-efficient solution were sought and pumps as turbines (PAT) was decided to be investigated.

This study aims to find a solution to Türkiye's growing energy storage need with an easy setup, low operation cost, highly standardized and competitive technology. Thus, a detailed PAT and S-PSS feasible location analysis was carried out which is a relatively less explored area and context for PAT applications.

Although PATs are widely used, they are mostly for water supply and small scale systems where they are not necessarily used in both pump and turbine mode but rather only in turbine mode benefitting the off-the-shelf products' cost advantages. In contrast, this paper covers both pump and turbine mode usages of PAT in 1MW – 20MW capacity energy storage systems. Furthermore, the designed PAT is to be used in S-PSS.

The only practical sample of S-PSS in the world is in Okinawa, Japan, **Figure 2**, with 30 MW maximum capacity which has operated for 17 years until 2016. The seawater pumped-storage power plant in Okinawa is the world's first high-head facility to use the sea as its lower reservoir, offering cost savings by eliminating the need for a second dam. Its location leverages Japan's steep coastal topography, enabling large-scale storage and stable hydraulic head due to minimal sea level variation. While it offers advantages in siting flexibility and grid support, key challenges include corrosion of metal components, marine organism growth, seawater seepage, and potential ecological impact **(Hiratsuka et al., 1993).**



Figure 2. Yanbaru S-PSS facility in Okinawa, Japan, (Captured by Google Earth in June 2025).

The main challenge of the PAT design is the available experimental data available in the literature. Researches offered different empirical relations and approaches in their studies to grant mathematical modellings that can approximate the experimental results better so that the future PAT designs can be done more accurately with much less costs compared to experimental methods. Yet, these empirical methods cover up to specific speeds of Ns < 150 **(Derakhshan, Nourbakhsh, 2007).**

Several mathematical correlations have been developed to give the Best Efficiency Point (BEP) of a PAT in turbine mode by the pump characteristics which are defined in terms of head H (m) and flow rate Q (m3/s) **(Sun-Sheng Yang et al. 2012), (Maxime Binama et al. 2017).** However, in practice, variations are present during the operation which raises the need of complete PAT characteristic curve for a robust system design rather than just BEP **(Novara and McNabola, 2018).**

This paper focuses on the matter in two part of analysis. In the first part, using geospatial analysis, topographic assessment, rainfall simulation and cost modeling, the study identifies technically and economically viable locations, estimates potential installed capacities, and evaluates feasibility for public tenders.

In the second part, the study focuses on 1-Dimensional PAT analysis within the range of specific speeds that the empirical relations are valid. The turbine and pump modes of PAT are aimed to be designed such that there will be enough head capacity for pump mode to pump the seawater to the reservoir and enough flow rate to keep the turbine operate efficiently while keeping the overall efficiency at the highest possible point. The system must be efficient enough to profit from the electricity pricing margins, which also indicates competitiveness of the technology, **Figure 1.** To accomplish this objective a methodology was developed.

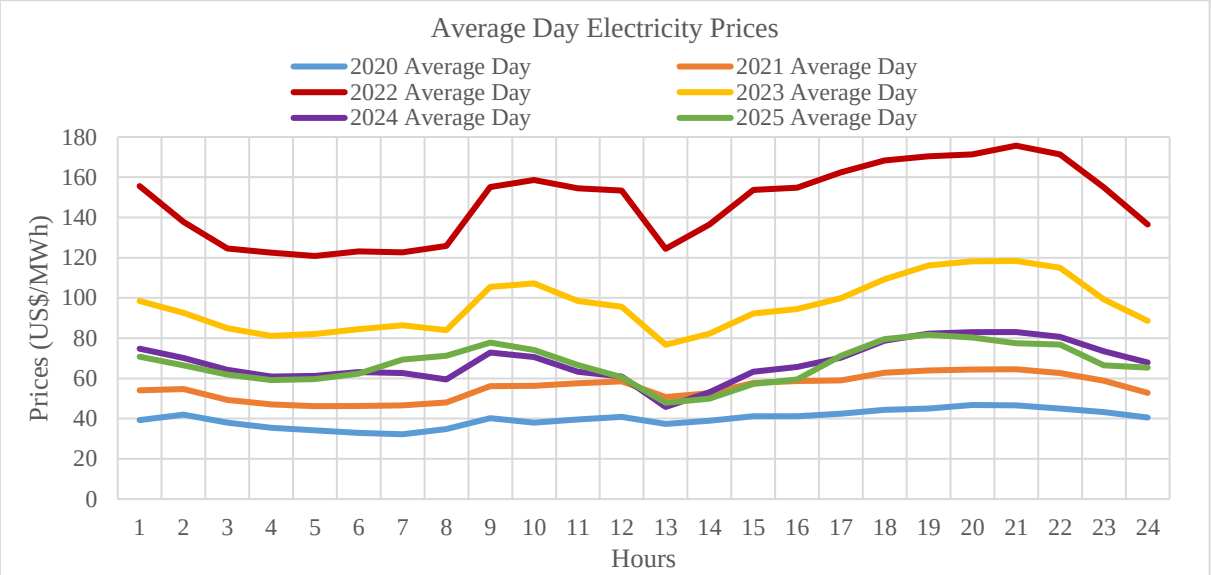


Figure 1. Average day electricity pricing **(EPİAŞ, 2020-2025).**

Table 1. Properties of grid scale energy storage systems **(IRENA 2012/2017).**

Storage Technology	**Pros**	**Cons**	**Life (yrs.)**	**Roundtrip Efficiency**	**Investment Cost per Discharge [$/kW]**	**Investment Cost per Capacity [$/kWh$_{cap}$]**	**Operation Cost [$/kW-yr.]**	**Applicable Scale**
Li-ion Batteries	Fast improving, small in size	Corrosive chemicals, not experienced in grid scale use	10-15	92% – 96%	400 – 1,000	200 – 1,250	25	≤10 MW
NaS Batteries	High Efficiency	High operational cost	15	80% – 90%	1.000 – 2.000	125 – 250	40-70 (IRENA 2017)	≥100 MW
Pumped Storage Systems (PSS)	Technically proven, low operational cost, long life	Environmental effect of constructions	40-100 (IRENA 2017)	75% – 85%	1.000 – 4.000	100 – 250	5	Mostly ≥200 MW
Compressed Air Energy Storage (CAES)	Low investment cost	Uses natural gas, low efficiency	20+	45% – 60%	800 – 1.000	50 – 150	5	≥500 MW
S-PSS with PAT*	Easy setup, seawater, no lower reservoir	Seawater must be isolated properly	Est. 40+	45% – 55%	500 – 1.000**	75 – 200 (without natural reservoir)	Est. 5	≥10 MW

*Properties are provided/estimated (Est.) by this study.
Calculated by geological properties and data provided by DSİ **(DSİ, 2025).

2 METHODOLOGY

The methodology consists of 2 stages where the first stage is about finding feasible areas for S-PSS system and the second is about PAT design that can be integrated to potential S-PSS in those feasible locations.

2.1 Feasible Area Search by ArcGIS for S-PSS

The purpose is to find suitable locations for S-PSS which considers parameters such as altitude, distance to shore line and excavation work needed. Site selection was further refined by filtering for publicly owned or government-designated lands to minimize potential licensing complexities.

Türkiye's geographical data were used to perform a rainfall analysis in ArcGIS Pro. A simulation was conducted using high-intensity rainfall to identify naturally occurring storage areas that could minimize excavation requirements. Also, 2 km of location distance to shore-line limitation was put into search algorithm to keep the investment cost within a reasonable range. Height of the location was set between 150-300 meters in 3 classes as 150 to 200m, 200 to 250m and 250 to 300m so that the potential for higher system capacity would be available which will increase the profit and effect to the nearby regions' electricity demand-production balance.

Algorithm starts with the identification of Türkiye's shoreline on the topology map and marks the land within 2 km distance to it. Then, the algorithm searches for elevated regions within the marked area in three categories as 150-200, 200-250 and 250-300m elevation bands. The results were transformed into polygon forms and then filtered with a minimum acceptable area per region to eliminate the unfeasible small areas. The minimum acceptable area for a reservoir was determined based on a conceptual reference project capacity of 15 MW, reservoir depth of 5m and the pump mode operational duration of 4 hours ($Area * Depth = FlowRate * time$). Regions satisfying these conditions were post-processed for visualization, and statistical findings were tabulated. The schematic of the algorithm was shown in **Figure 3.**

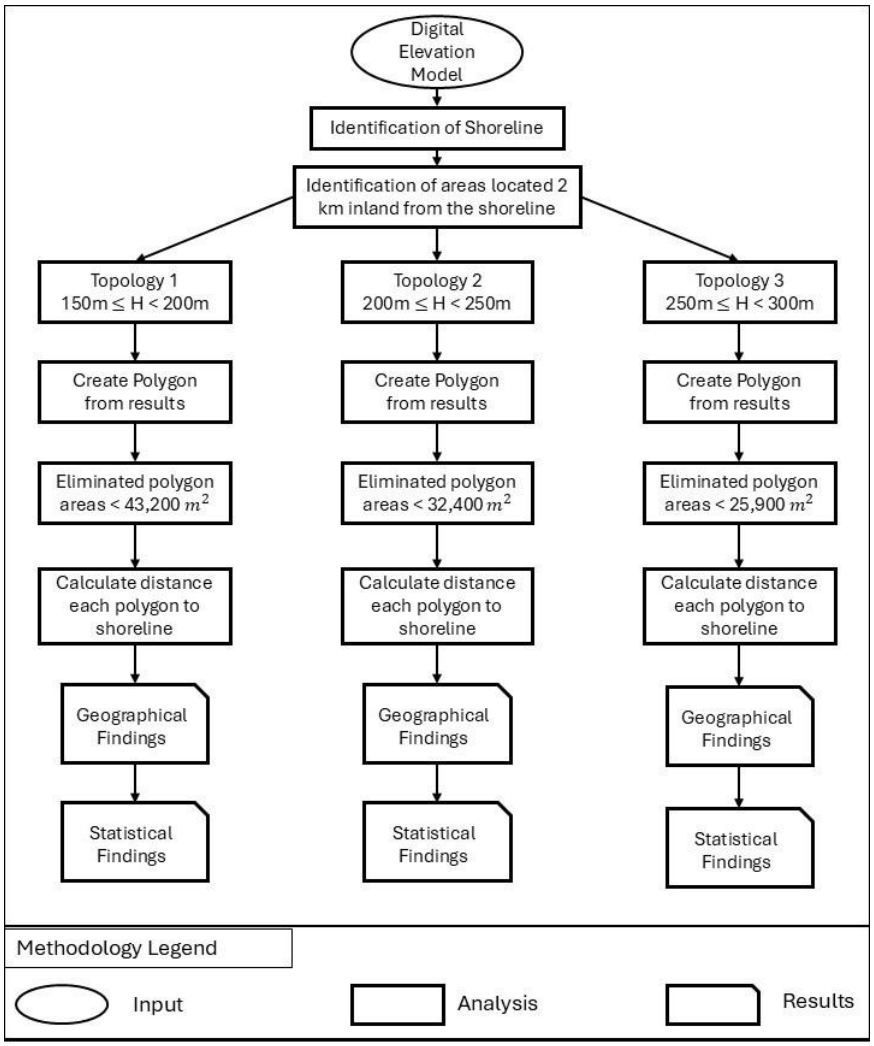


Figure 3. S-PSS feasible areas search algorithm schematic with ArcGIS.

2.2 Pat Design Methodology

Using pumps as turbines (PAT) in a system requires knowledge about how efficient a pump would operate in the reverse mode and how head and discharge values would vary. Hence the most appropriate machine can be chosen for the system. For this reason, researchers carried out experiments and developed correlations that help one to numerically find the turbine characteristics using the pump characteristics.

Researchers have developed PAT relations based on best efficiency points (BEP) **(Williams A.A., 1992).** The results of the studies were presented in terms of dimensionless parameters, namely head, flow rate and power numbers and specific speeds of PAT's turbine and pump modes as respectively, as given in **Eq.1-5**. These parameters are useful tools for design allowing one to do necessary scaling and adjustments seeking towards optimum conditions.

$$\psi = gH/n^2D^2 \quad (1)$$

$$\phi = Q/nD^3 \quad (2)$$

$$\pi = P/\rho n^3 D^5 \quad (3)$$

$$N_{st} = N_t.P_t^{0.5}/H_t^{1.25} \quad (4)$$

$$N_{sp} = N_p.Q_p^{0.5}/H_p^{0.75} \quad (5)$$

where H (m), Q (m^3/s), P (W) are head, flow rate and power, respectively, n (rps), N (rpm) are shaft rotational speeds, and D (m) is the impeller diameter of the pump. However, for industrial use of specific speed, P in **Eq. 4** is in kW.

In the study of **Derakhshan and Nourbakhsh (2007),** equations and empirical correlations to find the BEP of a PAT for low specific speed ($N_{sp} < 60$) centrifugal pumps are given ($0.3 < \Omega_s < 0.8$). There are four PAT ratios that will clearly show the operational difference between the pump and turbine mode, as given below in **Eq. 6-9**.

$$h = H_{t,bep}/H_{p,bep} \quad (6)$$

$$q = Q_{t,bep}/Q_{p,bep} \quad (7)$$

$$p = P_{t,bep}/P_{p,bep} \quad (8)$$

$$\lambda = \eta_{t,max}/\eta_{p,max} \quad (9)$$

The relations for finding the BEP that were obtained from experimental data solely by the BEP of the pump mode are given in **Eq.10-12.**

$$\gamma = 0.0233\alpha_p + 0.6464 \quad (10)$$

$$\alpha_t = 0.9413\alpha_p - 0.6045 \quad (11)$$

$$\beta_t = 0.849\beta_p - 1.2376 \quad (12)$$

Solution of **Eq. 10-12** requires parameters α_p, **Eq. 13,** and β_p, **Eq. 14,** to be known.

$$\alpha_p = \frac{N_p.Q_{p,bep}^{0.5}}{(g.H_{p,bep})^{0.75}} \quad (13)$$

$$\beta_p = \frac{N_p.P_{p,bep}^{0.5}}{\rho^{0.5}.(g.H_{p,bep})^{1.25}} \quad (14)$$

After finding the turbine mode related parameters, α_t and β_t, by experimentally derived equations, turbine BEP head, flow rate and power can be found respectively by inserting the results in **Eq. 15-17,** knowing or deciding the rotational speed of the turbine mode beforehand**.**

$$\gamma = h^{-0.5}.\frac{N_t}{N_p} \quad (15)$$

$$\alpha_t = \frac{N_t.Q_{t,bep}^{0.5}}{(g.H_{t,bep})^{0.75}} \quad (16)$$

$$\beta_t = \frac{N_t.P_{t,bep}^{0.5}}{\rho^{0.5}.(g.H_{t,bep})^{1.25}} \quad (17)$$

Parameters α_p (rpm,m,m^3/s) and β_t (rpm,m,W), are the pump and turbine non-dimensional specific speeds. One must be aware of that, for the ease of calculations, shaft rotational speed (N) is used in rpm as given in industrial pump catalogs. Thereby, the results will be different from the actual dimensionless specific speeds $\Omega_{s,p}$ (rad/s,m,m^3/s) and $\Omega_{s,t}$ (rad/s,m,W).

Across many studies, it was seen that turbine mode BEP of a PAT always requires a higher head and flow rate than the pump mode. Yet, head and flow rate ratio get smaller as the specific speed of the pump, increases. Also, one can comprehend that the head ratio h is directly affected by the ratio of shaft speeds. For the applications where obtaining $h \approx 1$ (smaller than 1 considering head losses) is crucial, as in S-PSS, ratio N_t/N_p needs to be adjusted which requires a frequency conversion machine since the number of poles and the grid frequency can't be changed.

There is not much problem finding BEP of the turbine mode. In practice, however, a turbine needs to be able to operate over a range of flow rate in which case a complete turbine mode characteristic curve is required rather than only BEP. **Chapallaz J.M. et al. (1992)** showed that the complete characteristic curve can vary significantly over a range of flow rate causing high efficiency losses and operational head differences depending on the specific speed of the turbine mode, in **Figure 4**. Their study shows that the higher the turbine mode specific speed, the less robust the PAT system is. Therefore, precise complete characteristic curve knowledge is a must, especially if high specific speed PAT is to be used.

Derakhshan and Nourbakhsh (2007), **Francesco Pugliese et al. (2016)** and **Novara and McNabola (2018)** are some of the researchers that developed curve fit functions mainly based on the discharge ratios ($Q_t/Q_{t,BEP}$) to find the complete characteristic curve of turbine mode. The differences between the methods involve the degree of the functions and the dependency coefficients on pump mode specific speed.

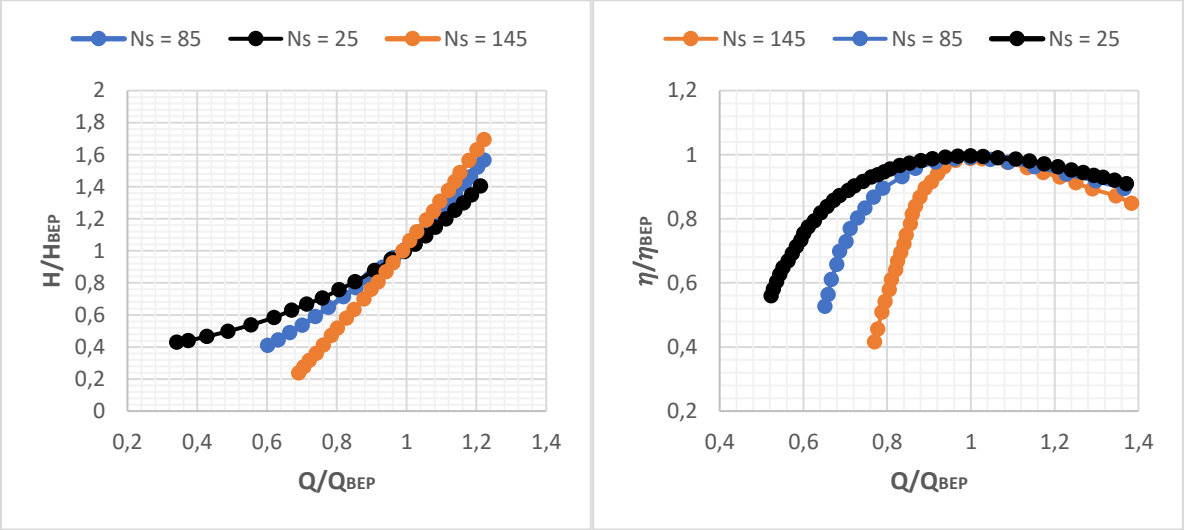


Fig. 4. Comparison of three Pats having different Ns: (a) relative head versus relative flow rate, (b) relative efficiency versus relative flow rate. Adapted from **Chapallaz et al. (1992).**

In this study the correlation given by **Novara and McNabola (2018), Eq. 18,19,** was used. The equations use specific speed dependent coefficients and takes advantage of a large amount of experimental data obtained from the tests of 113 different pumps, accomplishing better precisions over a wide range of specific speeds compared to previous studies.

$$H_t/H_{t,bep} = a\left(Q_t/Q_{t,bep}\right)^2 + b(Q_t/Q_{t,bep}) + c \quad (18)$$

$$P_t/P_{t,bep} = d\left(Q_t/Q_{t,bep}\right)^2 + e(Q_t/Q_{t,bep}) + f \quad (19)$$

where,

$$a = 1.160$$
$$b = 0.0099(N_{sp}) + 1.2573 - 2a$$
$$c = 1 - a - b$$
$$d = 1.248$$
$$e = 0.0108(N_{sp}) + 2.2243 - 2d$$
$$f = 1 - d - e$$

The efficiency curve can be obtained by **Eq. 20.**

$$\eta_t = \frac{P_t}{\rho.g.Q_t.H_t} \quad (20)$$

The procedure aforementioned explains how the turbine mode BEP and complete characteristic curve are found. However, in practice, a design starts with system evaluation, like topology properties of the project for an S-PSS. This obligates designer to determine the required pump for the system that can operate as a PAT the most efficiently. Therefore, the actual method is firstly finding the properties of the pump to be chosen by using the turbine properties needed for the system, namely the reverse way. Later, applying the method in direct approach, the pump properties are inserted into equations to see the actual turbine mode behaviour of the PAT.

One should note that since the first step will be the selection of a pump, the limitation of specific speed range of the turbine mode corresponding to pump specific speed limitation ($N_{sp} < 60$) is $N_{st} < 150$.

3 RESULTS

3.1 Feasible Area Search Results

The search algorithm results are shown on the topology map as a section of the Akdeniz region shore line and a closer specific region given below in **Figure 5 and 6.** The numerical results of the search are given in **Table 2.**

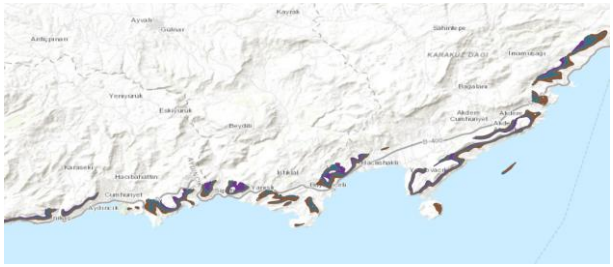


Figure 5. ArcGIS search algorithm results, Akdeniz/Türkiye.

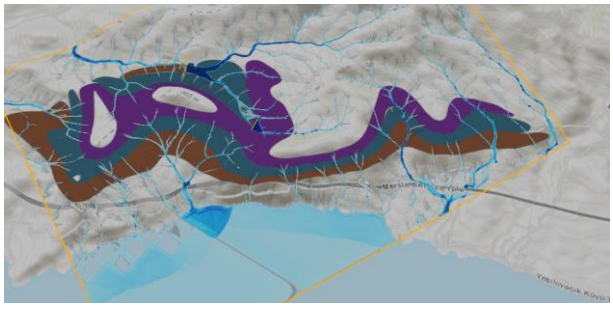


Figure 6. A sample region from the search results (Brown: 150-200 m; Green: 200-250 m; Purple: 250-300 m)

Table 2: The numerical results of the search algorithm

Height (m)	Number of Areas (#)	Mean Distance (m)	Mean Area (m^2)
150 - 200 m	849	839	872,641
200 - 250 m	773	962	688,533
250 - 300 m	682	1039	537,234

3.2 PAT Design Results

In this study, preliminary design of S-PSS with PATs were done. Initially three cases were investigated; later, three additional cases were introduced, bringing the total to six. First of all, averaged properties of potentially feasible areas were set as system inputs in MATLAB, **Table 3.** Head and penstock lengths have direct effect on PAT design and the capacity of one PAT was limited by the specific speed range ($N_{st} < 150$) because the functions are valid within this region only. On the other hand, possible reservoir capacity has no effect on an individual PAT design rather it determines the total number of PATs in the system where multiple PATs can be used in parallel for larger projects. As a project's capacity gets larger, the cost will increase greatly considering the amount of excavation and construction that would be needed, reservoir insulation to prevent seawater leakage and pipeline costs.

Table 3. Case 1, 2 and 3 inputs in MATLAB.

Case Number	Head (m)	Penstock Length (m)
1	275	1040
2	225	960
3	175	840

The power capacity of one PAT was chosen close to the specific speed limit to achieve higher power outputs with the least possible amount of PATs. The flow rate (Q_{design}) was calculated after the determination of the turbine mode power of the PAT. The pipe diameters were found for a range of seawater design velocity (1-3 m/s). Then, the head losses and the required design heads were calculated for the turbine and the pump modes. The system curves were plotted over a range of flow rate $0 < Q < 1.5(Q_{design})$ to see the system response to pipe diameter and penstock length changes, **Figure 7.** As it can be seen, change in the pipe diameter affects the system more than the length does.

Design head and flow rate of the "turbine system" correspond to the desired "characteristics of the turbine mode" of the PAT that was yet to be chosen. Thus, these properties are the inputs of **Eq. 16 and 17.** Shaft speeds of the both modes were set to the same value, at the beginning of the design, which was calculated by deciding a 2 poles motor at 50 Hz frequency standard. Since the specific speed **(Eq. 4 and 5)** affects the head ratio the pump mode shaft speed was tried to be kept high as much as possible.

The required pump characteristics (H_{pb}, Q_{pb}) were obtained by executing the method (reverse method). Hence, specific speed of the pump mode can be obtained by **Eq. 5.**

The head and flow rate ratios should be checked at this point. If the head ratio is higher than the acceptable value, the parameters affecting it may be optimized. The further h ratio away from h_{st}/h_{sp} ratio means the less overall efficiency of the system will be since the required head adjustment for both modes to operate in one very same system will shift the rated point further away from the BEPs in the next step. Here, h_{st} represents the turbine system design head and h_{sp} represents the pump system design head aftermath of the head losses. Thus, a head ratio analysis was done over a set of different turbine shaft speeds giving the ratio of Ht/Hp closest to h_{st}/h_{sp}. Results of the cases are shown in **Table 4.**

Table 4. First step inputs and results (for 2m/s fluid velocity). (System inputs: head, power & penstock length respectively.)

Case #	1	2	3
System Inputs	275 m 3 MW 1040m	225 m 2 MW 960m	175 m 1 MW 840m
h_{st}/h_{sp}	0.980	0.974	0.963
Motor Frequency	41 Hz	41.5 Hz	41 Hz
N_{st} [rpm,kW,m]	121.9	129.9	125.2
Rated Head Ratio (Ht/Hp)	0.971	0.970	0.962
Rated Flow Rate Ratio (Qt/Qp)	1.066	1.048	1.055
Pump Mode BEP	$3664 m^3/s$ 280.3m	$3038 m^3/s$ 229.1m	$1939 m^3/s$ 178.4m

After obtaining the final ratios and adjusted shaft speeds for each three cases, the pump is ready to be chosen. In this step no complete curve is required.

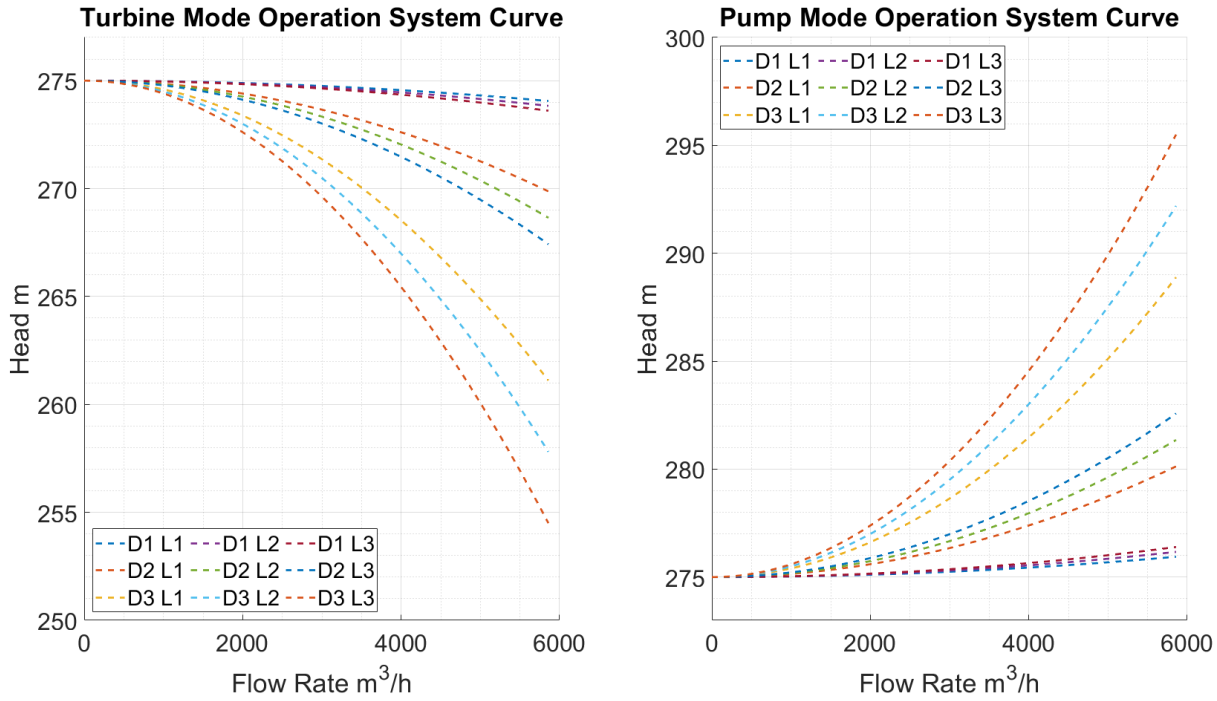


Figure 7. Case 1 system curves for both turbine and pump modes for 3 different pipe diameters and penstock lengths. (Diameters required at 1, 2, 3 m/s seawater design velocities and Nominal -200m, Nominal, Nominal +200m penstock lengths).

In the second application of the method (direct method), obtaining complete characteristic curve of the turbine mode is possible with BEP data and curve fit functions provided for any given flow rate range whereas the complete characteristic curve of the pump mode cannot be obtained with numerical operations since there is no such correlations as for the turbine mode. Thus, one needs pump data given by the catalog or, if a new design, by CFD analyses. Yet, in this study, another pump's complete curve was scaled according to the first step (reverse method) results.

The scaling of an off-the-shelf pump to meet new system requirements results in a new design. Therefore, a key parameter affecting the practical applicability of pump operation, Required Net Positive Suction Head (NPSHr), must be carefully evaluated. In the analysis of the initial three cases, the resulting pump designs exhibited excessively high NPSH requirements (30–50 meters), which are incompatible with sea-level operation inherent to S-PSS, shown in **Table 5.**

Table 5. PAT design NPSHr values of Case 1, 2 and 3.

Case #	1	2	3
PAT Power	3 MW	2 MW	1 MW
N_{st}	122	130	125
NPSHr (m)	52.3	45.5	32.9

Attempts to reduce NPSHr through design adjustments led to unacceptably low turbine-mode efficiencies, primarily due to highly unfavorable blade shapes. Gradual decrease of efficiency and NPSHr of Case 3 is shown in **Table 6.** The new versions are designed according to 6 poles and 50 Hz machine while turbine mode frequency is still adjustable thanks to frequency adjusting machine.

Table 6. PAT design versions of Case 3. (for η_{ta} see Eq. 21)

Case 3 Design Versions	Turbine Mode Eff. (η_{ta})	NPSHr (m)
First Design (V0)	64.0%	32.86
Version 1	62.5%	29.52
Version 2	57.5%	20.74
Version 3	54.3%	17.74

Therefore, one additional case with a 125-meter head as the fourth case, and two additional cases using real, off-the-shelf pumps with known sea-level operability were introduced, adopting a fundamentally different approach for the fifth and sixth cases since the pumps were chosen first. Two different off-the-shelf pumps with approximately 70 m head, 10 MW and 70 m head, 4 MW capacities were selected first, and the systems were designed around them. This eliminated the need for reverse application of the method and the risk of pump design failure since pump mode BEPs are already known experimentally. The new cases' properties prior to PAT analysis are shown in **Table 7.** However, the sample pump for Case 5 is slightly out of the specific speed limit.

NPSHr of the new cases are given in **Table 8.** Since NPSHr value of Case 4 is relatively high, one other design version was also made (Case 4.1).

Table 7. PAT design properties for Case 4, 5 and 6. (System inputs: head, penstock length and fluid velocity respectively.)

Case #	4	5	6
System Inputs	125m 750m 2m/s	73m 10MW 600m 2m/s	72m 4MW 600m 2m/s
h_{st}/h_{sp}	0.982	0.990	0.982
Motor Frequency	40 Hz	33 Hz	41 Hz
Nst	106.2	157.2	119.5
H_t/H_p	0.975	0.995	0.979
Q_t/Q_p	1.10	0.996	1.08

Table 8. Net Positive Suction Head (NPSH) values of the cases. (η_{ta} is adjusted turbine mode efficiency, see Eq. 21)

Case #	NPSHr (m)	η_{ta}
4.0	18.81	61.0%
4.1	13.98	56.2%
5	17.56	68.0%
6	12.28	63.8%

The main point of adjusting the turbine mode operating frequency in the beginning of the design procedure was to make BEP points of both modes intersect the system curves at h_{st} and h_{sp} so that both of them can operate in their BEPs satisfying the reservoir's altitude limitation. However, frequency adjustment can't be an exact solution unless it is set with 3 or 4 significant figure values, requiring a head adjustment in the end. Head adjustment is basically an efficiency trade-off shifting the operation points of modes on characteristic curves to the intersection points with system curves until the required heads are reached. The final hydraulic efficiency of the PAT can be calculated as in **Eq. 21** below.

$$\eta_{net} = \eta_{ta} . \eta_{pa} \quad (21)$$

where η_{ta}, η_{pa} are adjusted turbine efficiency and adjusted pump efficiency, respectively.

The final efficiencies and ratios of all cases, with their best versions, are represented in **Table 9**. η_{sys} stands for system efficiency considering the head losses along the pipeline of the corresponding system design intersecting the operation curves of PATs.

Table 9. Final PAT design results with 2 m/s fluid velocity after head adjustments (Ht/Hp=h_{st}/h_{sp}=h), where η_{pa} = 0.85.

Case #	h	q	η_{ta}	η_{net}	η_{sys}
1	0.980	1.041	63.5%	54.0%	52.7%
2	0.974	1.033	64.5%	54.8%	53.5%
3.3	0.983	1.129	54.3%	46.2%	45.6%
4.1	0.974	1.138	56.2%	47.8%	46.8%
5	0.990	0.996	68.0%	57.8%	57.0%
6	0.982	1.100	63.8%	54.2%	52.4%

The Case 3 versions' efficiency details are given separately in **Table 10.**

Table 10. Case 3 and its 3 versions' detailed efficiencies.

Case #	η_{ta}	η_{net}	η_{sys}
3.0	64.0%	54.4%	53.7%
3.1	62.5%	53.2%	52.6%
3.2	57.5%	48.8%	48.4%
3.3	54.3%	46.2%	45.8%

The operating curve and the system curves for different penstock diameters and lengths are drawn together and the rated point is marked, in **Figure 8 (Case 3.3).**

After obtaining the required information about pump and turbine mode, the results were to be represented in non-dimensional form. For non-dimensional analysis, the impeller diameters are required. Ansys Vista CPD, 2-D pump design tool, comes in use here. The tool also provides fundamental parameters affecting operation of the machine. Required Net Positive Suction Head (NPSHr), Slip Velocity (SV), Diffusion Ratio (DR), Suction Specific Speed (SSS) and Stability Factor (SF) are some of them. Non-dimensional versions of the results and the overall efficiencies for each cases were given in **Table 11** and shown in **Figure 9 (Case 3.3).**

Table 11. Final results (Dimensionless Parameters).

	Turbine Mode		Pump Mode		Impeller Exit Diameter
Case #	Φ	Ψ	Φ	Ψ	
1	0.202	6.211	0.159	4.263	0.506 m
2	0.218	6.00	0.175	4.245	0.459 m
3.3	0.121	8.204	0.082	4.820	1.137 m
4.1	0.139	7.950	0.094	4.838	0.961 m
5	0.276	5.405	0.244	4.229	2.086 m
6	0.215	6.580	0.160	4.507	1.509 m

The S-PSS requires sufficient system efficiencies to be profitable. Yearly averaged days (2020- 2025), hourly electric pricing peak and bottom points and the required overall system efficiencies are represented in **Table 12.**

Table 12. Peak and bottom prices of yearly averaged day hours and required system efficiencies to profit (Fig. 2 data).

	Peak Price (US$)	Bottom Price (US$)	Price Ratio	Required System Efficiency
2020	47	32	0.68	> 68%
2021	65	46	0.71	> 71%
2022	176	121	0.69	> 69%
2023	118	77	0.65	> 65%
2024	83	46	0.55	> 55%
2025	82	48	0.59	> 59%

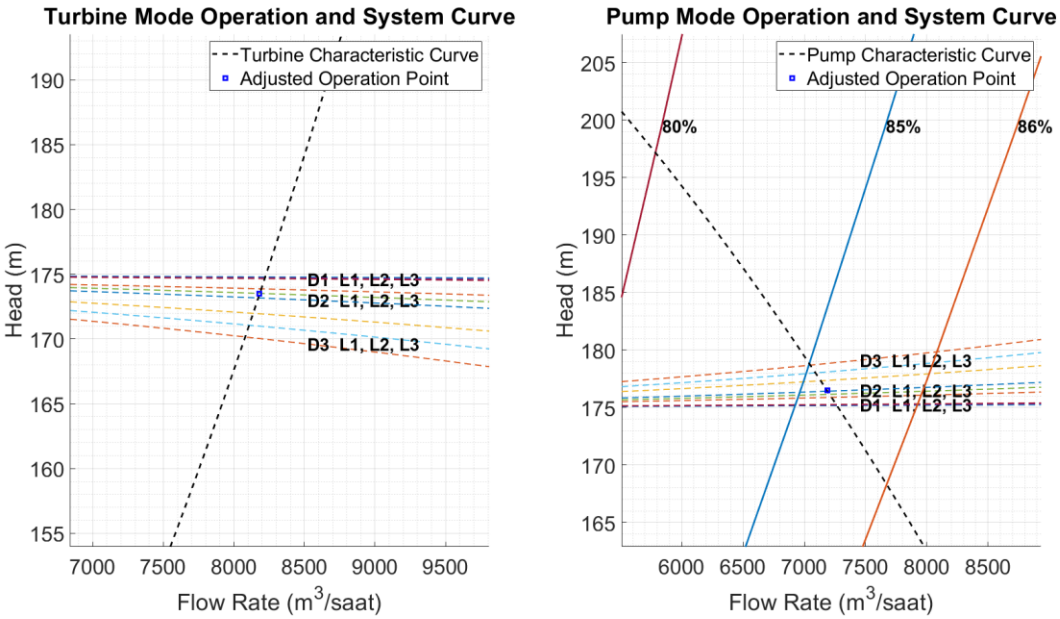


Figure 8. Case 3 Version 3 turbine and pump mode operation and system curves with adjusted BEPs. (Similar curves for Case 1 and 2), (The rated points have slightly different heads since the method also has a percentage of error compared to experiments.)

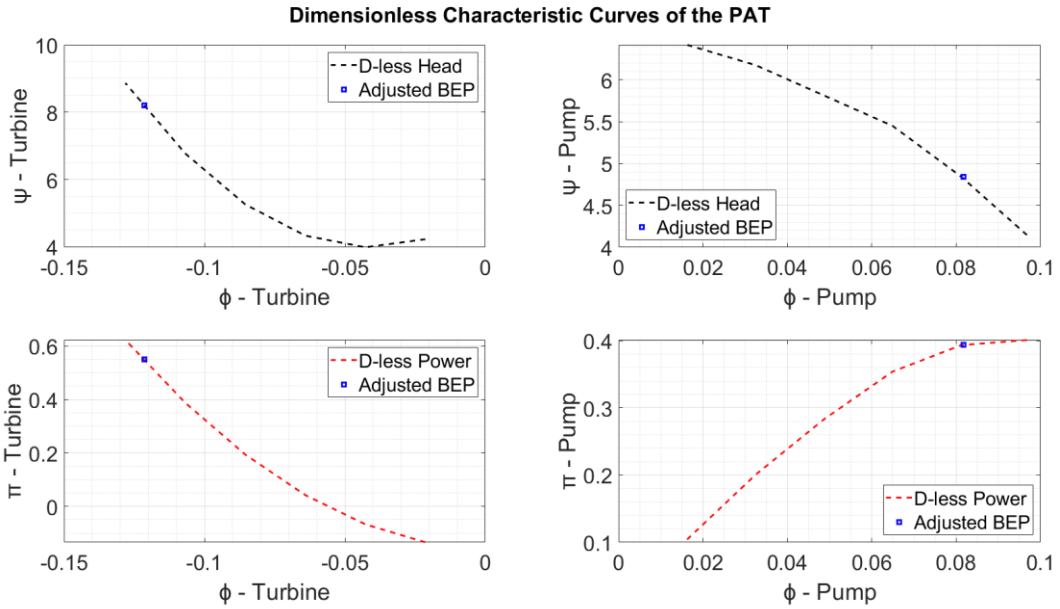


Figure 9. Case 3 Version 3 turbine and pump mode curves in terms of dimensionless parameters. (The flow rate difference is the nature of PAT. It happens for head parameter as well, yet, aforementioned adjustments were done.)

4 DISCUSSION

The system curves of turbine and pump modes provides the first insights about the system behaviour. Seawater design velocity determines the diameter of the pipe causing the main changes in head losses and the penstock lengths have much less effect. That means the reservoir distance to shoreline is mostly the investment matter rather than system efficiency.

Specific speed serves as a critical parameter in determining the appropriate capacity of PATs for a given system. The higher the specific speed limit, the higher capacity PAT that can be used in the system. That is why the specific speeds of PATs were tried to be kept above 120. However, to decrease NPSHr and keep the blade shape and thereby the efficiency at optimum, the specific speed, namely the power capacity of PATs was adjusted to lower values.

Initial attempts to maintain identical shaft speeds for both pump and turbine modes ($N_t/N_p = 1$) led to significant efficiency penalties since it becomes depended only on head adjustment. However, optimizing the shaft speed ratio, particularly by adjusting the turbine mode shaft speed, proved crucial in aligning the PAT head ratios with the system head requirements with minimal efficiency compromise.

After obtaining pump mode BEPs by reverse method, the results were used as input in Ansys Vista CPD to obtain information about the pump detailed characteristics like impeller diameters, NPSHr values, diffusion ratios, blade shapes and numbers.

In high head, high flow rate applications like in this study, the pump may require high inlet pressures (NPSHr), exceeding practical limits for sea-level installations. Due to lower construction cost, thus a smaller reservoir area demand head was tried to kept high. Alternatively, decreasing the flow rate capacity or the shaft rotation speed to lower the NPSHr, the blade geometry of the pump changes into a shape that causes the turbine mode efficiency drop dramatically. Hence, NPSHr emerges as a critical parameter determining the pump capacity even though it is not used in 1-D PAT design calculations.

Solution to high NPSHr problem was found by decreasing the shaft speed of operation and increasing the power capacity simultaneously, technically maintaining the similar specific speeds. Since lowering the shaft speed, lowers the specific speed (**Eq. 4 and 5),** the power capacity can be increased bringing the specific speed to similar values again and most importantly avoiding the unfavorable blade geometry effect. However, this method is mainly a trade-off between turbine mode efficiency and NPSHr.

After finding the results for the first three cases a fourth case with 125m was designed to achieve higher efficiencies by trading off the system power capacity or requiring larger reservoir area and more parallel PATs to achieve the same capacity.

Even with shaft speed ratio adjustment there was still difference between operational head ratios (H_t/H_p) and system head ratios (h_{st}/h_{sp}). Thus, after the second step results, a head adjustment operation was done shifting the BEP points to the point that will intersect the system curve, namely to operation points. This operation costed almost no efficiency loss and no considerable flow rate trade. The flow rate ratio of the two modes was obtained close to 1 which indicates that the operational durations of both modes will be very close to each other.

The fifth and the sixth cases were different in methodology since the systems were designed according to chosen pumps while it was the other way around for the first four cases. The fifth case (73m - 10MW) was slightly out of the specific speed limit and the centrifugal pump category while the sixth case (72m – 4MW) was in the design limitations.

The main challenges of PAT design were specific speed limitation due to the range of experiments and findings in literature, NPSHr limitations ($NPSH_r < 10$) and criteria of centrifugal pump limitation ($0.3 < \Omega_s < 0.8$). The lack of proven S-PSS in the world where no PAT was used for higher overall system efficiencies added another challenge, putting this study in a relatively unexplored field.

S-PSS were required to have efficiencies higher than the electricity pricing ratios for the operational duration of the two modes. However, the results obtained in this study couldn't reach the required values. However, an exclusive pricing policies for these systems to operate profitably would solve the problem.

Alternatively, S-PSS can be coupled with solar, wind, or nuclear plants, where storage demand already exists — removing reliance on market price gaps. In the regions where S-PSS are possibly feasible, there are mostly wind energy farms since coastal areas are mostly windy. There are numerous examples of such systems: El Hierro – Gorona del Viento (Canary Islands) utilizes wind energy and PSS **(The Guardian 2024),** Kidston Solar Project – Australia utilizes solar energy with PSS **(ARENA, 2022),** Gaildorf "Water Battery" – Germany uses wind energy with small scale PSS **(Max Bögl, 2016)** and Chira–Soria, Gran Canaria – Spain benefits will benefit from 200 MW PSS with integrated renewable energy system (wind and solar energy) starting in 2027 **(GE Vernova, 2023).**

In a nutshell, Seawater Pumped Storage Systems using Pumps as Turbines have many advantageous aspects for Türkiye and other countries having similar potentials. While S-PSS with PATs offer easy implementation and cost effective solutions, they lack system efficiency compared to other technologies. Even though Li-ion batteries get most of the interest recently, S-PSS has a unique place by its flexible grid-scale capacity, lifespan and robustness to off design conditions. It is also more environmental friendly and safer in any cyberattack scenario where it is a real thread in today's world. Thus, when the solutions mentioned are carried out S-PSS would offer more benefit than other energy storage technologies, even than PSS, enabling fast and green energy storage transform by highly standardized and robust projects benefitting local industries and settlements.

5 CONCLUSION

This paper presented a comprehensive methodology for designing S-PSS using PATs in Türkiye. The research successfully identified numerous potential sites but revealed a critical design trade-off: high Net Positive Suction Head (NPSH) requirements in initial high-efficiency designs forced a compromise in turbine efficiency for practical sea-level operation.

While the most viable systems achieved round-trip efficiencies of up to 47% for higher heads and 57% for lower heads, these values fall short of current commercial profitability standards. However, the study concludes that S-PSS's unique position—offering a longer lifespan and the lowest capital cost per capacity—makes them highly valuable. The commercial viability of these systems can be achieved through the implementation of supportive electricity pricing policies or, more importantly, the integration of S-PSS with other renewable energy systems. This integration eliminates the need for price differences and creates a symbiotic relationship, as evidenced by successful projects globally.

The principles derived from this study—particularly concerning PAT selection, head constraint adaptation, and system capacity—provide an invaluable foundational toolkit for the sustainable development of this technology. By acknowledging and leveraging its unique advantages and pursuing strategic integration, S-PSS can facilitate a rapid and green energy transformation, offering robust, standardized, and environmentally friendly solutions that can benefit local industries and settlements.

6 REFERENCES

Australian Renewable Energy Agency (ARENA). (2022). Kidston Solar Project – Phase 1. https://arena.gov.au/projects/kidston-solar-project-phase-1/

Binama, M., Msaidie, S. and Li, F. (2017). Investigation on pump as turbine (PAT) technical aspects for micro-hydropower schemes: A state-of-the-art review. Renewable and Sustainable Energy Reviews, 79, pp. 148–179.

Chapallaz, J. M., Eichenberger, P. and Fischer, G. (1992). Manual on Pumps used as Turbines. Wiesbaden: Vieweg.

Derakhshan, S. and Nourbakhsh, A. (2007). Experimental study of characteristic curves of centrifugal pumps working as turbines in different specific speeds. Experimental Thermal and Fluid Science, 32(3), pp. 800–807.

EPİAŞ Energy Markets Operation Corporation. (2025). Daily Prices Report. https://rapor.epias.com.tr/rapor/xhtml/gunlukFiyatlar.xhtml

GE Vernova. (2024). GE selected to deliver pumped storage technology for 200 MW Chira-Soria project, Gran Canaria, Spain. https://www.gevernova.com/news/press-releases/ge-selected-to-deliver-pumped-storage-technology-for-200-mw-chira-soria-project-gran-canaria-spain

Hiratsuka, A., Takashi, A. and Tsukasa, Y. (1993). Seawater pumped-storage power plant in Okinawa island, Japan. Engineering Geology, 35, pp. 237–246.

International Renewable Energy Agency (IRENA). (2012). Electricity Storage and Renewables for Island Power: A Guide for Decision Makers. Abu Dhabi: IRENA.

International Renewable Energy Agency (IRENA). (2017). Electricity Storage and Renewables — Costs and Markets to 2030. Abu Dhabi: IRENA.

Max Bögl. (2016). Pilot project with high capacity for innovation. https://max-boegl.de/leistungsbereiche/wohnen/pilot-project-with-high-capacity-for-innovation

Novara, D. and McNabola, A. (2018). A model for the extrapolation of the characteristic curves of Pumps as Turbines from a datum Best Efficiency Point. Sustainable Energy Conversion and Management, 174, pp. 1–7.

Pugliese, F., Fontana, N., Giugni, M. and Marini, G. (2016). Experimental characterization of two Pumps as Turbines for hydropower generation. Renewable Energy, 99, pp. 180–187.

State Hydraulic Works (DSİ). (2025). Unit Price Report. https://cdniys.tarimorman.gov.tr/api/File/GetFile/425/Sayfa/738/1086/DosyaGaleri/dsi_2025_yili_birim_fiyat_kitabi.pdf

The Guardian. (2024). El Hierro in the Canary Islands: wind, hydro power and the road to self-sufficiency. https://www.theguardian.com/environment/2024/dec/11/el-hierro-canary-islands-wind-hydro-power-renewable-energy-self-sufficiency-sustainability-aoe

Turkish Electricity Transmission Corporation (TEİAŞ). (2025). Monthly Electricity Production and Consumption Reports. https://www.teias.gov.tr/aylik-elektrik-uretim-tuketim-raporlari

U.S. Department of Energy. (2021). 10 Reasons to Love Water Batteries. https://www.energy.gov/eere/articles/10-reasons-love-water-batteries

Williams, A. A. (1992). Pumps as Turbines used with Induction Generators for stand-alone Micro-Hydroelectric Power Plants. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part A: Journal of Power and Energy.

Yang, S. S., Derakhshan, S. and Kong, F. Y. (2012). Theoretical, numerical and experimental prediction of pump as turbine performance. Renewable Energy, 48, pp. 507–513.

ULIBTK'25 25th International Congress on Thermal Science and Technology
10-12 September 2025, ADANA

FLOW OVER TWO FINITE-HEIGHT CYLINDERS IN TANDEM

Hakan SERTEL*, Zekeriya ALTAÇ*
*Eskişehir Osmangazi University, Faculty of Engineering and Architecture, Department of Mechanical Engineering, 26480 Odunpazarı, ESKİŞEHİR, hakansertel@windowslive.com, zaltac@ogu.edu.tr

Abstract: In the scope of the study, the uniform flow over two finite-height cylinders in tandem is examined. In addition, heat transfer from the cylinders' surfaces is investigated. The study is carried out in the case of non-dimensional intervals between the cylinders of L/D=1.5, 2, 3, and 5. The study is numerically fulfilled for the laminar regime and Reynolds number, Re=300. The cylinders with free end have the aspect ratio of AR=4. Horseshoe vortex in front of the upstream cylinders and hairpin vortices behind the downstream cylinders are discovered. Lateral diffusion of temperature appears behind the downward cylinders at y/h=0.3, which improves the heat transfer at the leeward side of the cylinder. The highest Nusselt numbers, Nu, are achieved at the stagnation line close to the leading edge of the cylinders as 22.2, 22.3, 22, and 21.8 for the upstream cylinder and 20.1, 21.7, 21.9, and 22.3 for the downstream cylinder for L/D=1.5, 2, 3, and 5, respectively. The drag coefficient belonging to the upstream cylinder indicates a nearly inverse trend with L/D but C_D of the counterpart cylinder and interval between the cylinders almost directly proportional. The highest values of C_D for the upstream and the downstream cylinders are obtained as 0.916 for L/D=1.5 and 0.183 for L/D=5, respectively.
Keywords: Flow over cylinder, Nusselt number, drag.

ARKA ARKAYA SIRALANMIŞ SONLU UZUNLUKTAKİ İKİ SİLİNDİR ÜZERİNDEN AKIŞ

Özet: Çalışma kapsamında, sonlu uzunluğa sahip arka arkaya yerleştirilmiş iki silindir üzerinden akış incelenmiştir. Ayrıca, silindir yüzeylerinden gerçekleşen ısı transferi araştırılmıştır. Çalışma, silindirler arası boyutsuz mesafe, L/D'nin 1.5, 2, 3 ve 5 olduğu durumlar için incelenmiştir. Çalışma laminer rejimde ve Reynolds sayısının, Re=300 olduğu durum için sayısal olarak gerçekleştirilmiştir. Serbest yüzeye sahip silindirlerin boy-çap oranı 4'tür. Öndeki silindirin ön kısmında at nalı girdabı, arkadaki silindirin arkasında da ters U şeklinde girdap yapıları gözlenmektedir. Arkadaki silindirin arka kısmında y/h=0.3'te, sıcaklıkta yanal yayılma görülmekte olup, bu durum arkadaki silindirin arka kısmındaki ısı transferini arttırmaktadır. En yüksek Nu değerleri durma çizgisi üzerinde silindirlerin hücum ön kenarına yakın bir yerde, öndeki silindir için 22.2, 22.3, 22 ve 21.8, arkadaki silindir için ise 20.1, 21.7, 21.9 ve 22.3 olarak sırasıyla L/D=1.5, 2, 3 ve 5 durumları için elde edilmiştir. Öndeki silindire ait sürüklenme katsayısı, C_D, L/D ile neredeyse ters eğilim göstermekte fakat arkadaki silindire ait C_D, L/D ile neredeyse doğru orantılıdır. En yüksek C_D değerleri öndeki silindir için L/D=1.5'te 0.916, arkadaki silindir için L/D=5'te 0.183 olarak elde edilmiştir.
Anahtar Kelimeler: Silindir üzeri akış, Nusselt sayısı, sürüklenme.

1. INTRODUCTION

Depending on the use of the area, different bluff body structures have a substantial place in various engineering applications. In particular, circle-shaped or square-shaped cylindrical constructions are exploited for the aim of storage, buildings, or as fins to improve heat transfer. Therefore, flow over 3D cylindrical structures is extensively studied to investigate flow physics and heat transfer mechanisms around them.

Flow over a single cylinder has been experimentally and numerically studied considering the flow and heat transfer aspects or both. Okamoto and Yagita, 1973 obtained the local and mean C_D values exploiting the surface pressure distribution on the cylinder having AR=1-12.5. Sparrow and Samie, 1981 investigated the flow over a single cylinder with AR=7-19 for Re=25000. They acquired the heat transfer coefficient on the different regions of the cylinder. Kawamura, 1984 examined the effect of the boundary layer on C_p for Re=32000. Fox and West, 1993 investigated the influences of downwash and tip vortices on the pressure in the case of Re=4400. Kitagawa, 1999 expressed that the vortices due to the free end weakened or almost suppressed for the flow over a cylinder with a disk on the top surface of the cylinder depending on the diameter of the disk. Sumner *et al.*, 2004 studied the flow over a cylinder exposed to a turbulent boundary layer. They revealed the relation between the AR of the cylinder and the frequency of vortex shedding. Within the numerical studies, Fröchlich and Rodi, 2004 expressed the reduction in C_D with decreasing AR and increasing boundary layer thickness. Also, Liu *et al.*, 2005

investigated laminar flow over a cylinder having AR=10. They examined the vortex shedding characteristics at the different heights of the cylinder.

Flow over two cylinders in different configurations has also been the scope of the related studies. Taniguchi *et al.*, 1982 examined the flow over two cylinders configured in a staggered arrangement in which the angle of attack and non-dimensional interval between the cylinders were determined as 0°-180° and 1-4. They studied the impacts of the related parameters on pressure and lift coefficient, C_L. Rooney *et al.*, 1995 conducted a study in which two cylinders having different heights were arranged in a staggered configuration. They examined the effect of the alignment of the cylinders on Strouhal number, *St*. They determined the *St* number as 0.135 and 0.125 for the long cylinder with AR=8 and the short cylinder with AR=2.67, respectively, in the case of a side-by-side arrangement.

In the present study, the flow over two cylinders arranged in tandem in the case of four different intervals between them are investigated. The effect of the gap between the cylinders on both flow and heat transfer is numerically studied.

2. THE PROBLEM STATEMENT

The analyses are accomplished for the cylinders whose aspect ratio, AR, (h/D) is 4. All the numerical analyses are performed for the laminar flow regime (Reynolds number, $\mathrm{Re} = U_\infty D/\nu$ =300). The numerical solution is accomplished via commercial software based on finite volume methodology. The flow domain having the cylinders to perform the numerical procedure is demonstrated in Figure 1. **C1** and **C2** correspond to **upstream (first)** and **downstream (second)** cylinders respectively. The height and width are determined as H=10D and W=12D. Also, the distance L between the cylinders is determined as 1.5D, 2D, 3D, and 5D. Besides, L_1 and L_2 are determined as 10D and 27D. Considering the dimensions of the flow domain, the maximum blockage ratio is calculated as %4.16. Conformity of the blockage ratio makes sense having a look at the work of West and Apelt, 1982. They concluded that the blockage ratio smaller than %6 has a limited effect on pressure distribution, drag, and Strouhal number, *St* in the case of Re=10^4-10^5.

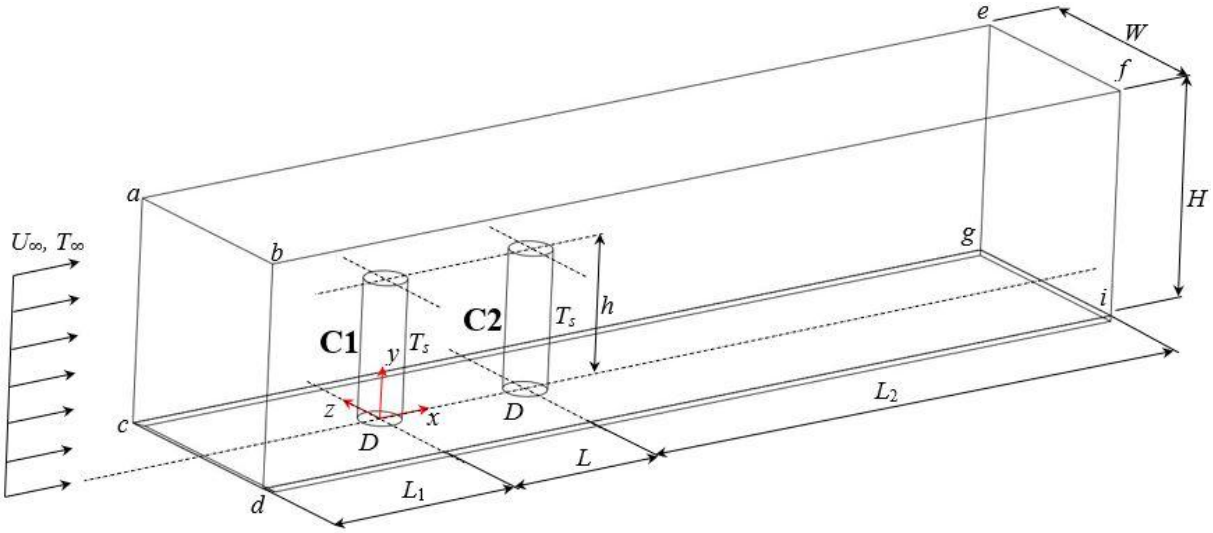


Figure 1. Flow domain constructed for the numerical solution.

As for the boundary conditions, the ***abcd*** plane, where uniform velocity and temperature are applied, is the inlet; the ***efgi*** plane, which is exposed to atmospheric pressure, is the outlet; and the symmetry boundary condition is implemented to the planes of ***aecg***, ***bfdi***, and ***aebf***. Also, at the bottom wall (plane ***cdgi***) where cylinders are placed, no-slip and adiabatic wall boundary conditions are applied. At the cylinder surfaces, no-slip and constant temperature boundary conditions are applied. The fluid flow is assumed to be laminar and incompressible. The numerical solution of the problem is conducted according to the SIMPLE algorithm, and the second-order upwind method is utilized to discretize the flow and energy equations.

For the mesh independence study, flow domains having 1700000 (I), 2300000 (II), 3000000 (III), and 3650000 (IV) nodes are used, and as a result, the deviations of $\overline{Nu_D}$ belonging to the upstream and the downstream cylinders are obtained as 0.03% and 0.5%, respectively, comparing the results of grid structures of (III) and (IV). The mesh independence study is illustrated in Table 1, and the grid structure (III) is given in Figure 2. Capturing the boundary layers accurately, a dense mesh system is applied in the vicinity of the cylinder surfaces, and to obtain the probable vortex shedding phenomenon, increased grid is applied behind the cylinders compared to other regions.

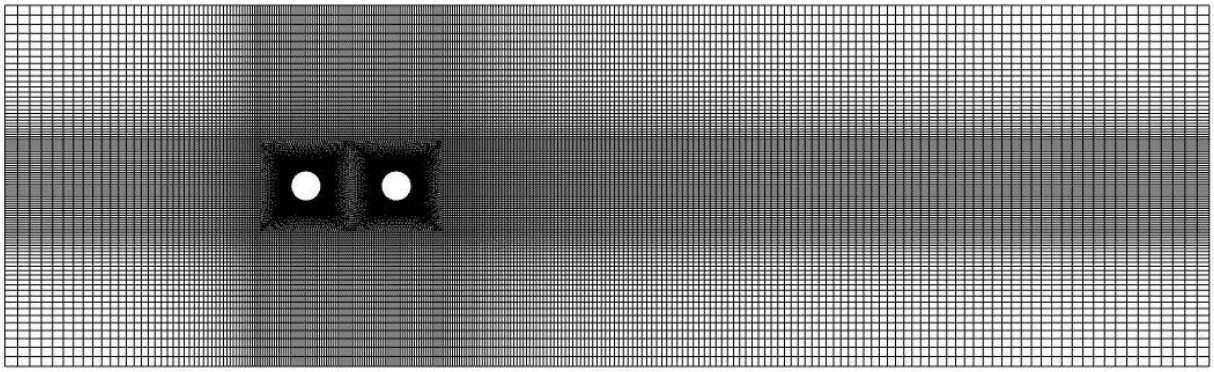


Figure 2. The demonstration of Grid Structure (III).

In a similar manner, considering the results of the non-dimensional time steps of τ=0.05, 0.02, and 0.01, τ=0.02 is chosen since the difference of the same data of upstream and downstream cylinders between τ=0.02 and 0.01 are attained as 4×10^{-5} % and 2×10^{-3} %, respectively.

Table 1. Mesh independence study.

Grid Structure	U-stream cyl. $\overline{Nu_D}$	Diff %	D-stream cyl. $\overline{Nu_D}$	Diff %
Grid (I)	8.15306		3.96243	
Grid (II)	8.15169	0.017	3.93346	0.736
Grid (III)	8.15228	0.007	3.91157	0.559
Grid (IV)	8.15488	0.032	3.89182	0.508

In line with the results obtained by the mesh independence study, grid structure having 3000000 nodes is used. Also, τ=0.02 non-dimensional time step is applied in the analyses.

3. RESULTS AND DISCUSSION

The physics of the problem is clarified by the time-averaged streamlines around the cylinders, and the behavior of the *y*-vortices behind them is explained. Also, the pressure coefficient, C_p distribution, and mean drag coefficient, C_D values for each cylinder are given. Thermal behavior is elaborated by temperature and Nusselt number contour diagrams.

3.1. Flow Characteristic Around the Cylinders

Depending on the interval between cylinders, as the flow indicates a similar tendency, it also behaves distinctively in some regions. In Figure 3, time-averaged streamlines at the bottom wall, z=0 plane, and on the cylinders' surfaces are displayed. At the windward side of the upstream cylinder, the fluid flows parallel to the bottom surface, and in the vicinity of the cylinder surface, close to the bottom, it heads downward, and a well-known horseshoe vortex occurs nearly at x/D=-1.07. Above this region, it moves towards the upside, and the tendency of vertical-like movement increases near the top surface. This flow characteristic in front of the upside cylinder is observed irrespective of the interval between cylinders. Observing the arrangement of L/D=1.5, near the free end of the upstream cylinder, a small-scaled vortex region appears. As the interval between the cylinders is augmented, the size of the vortex also increases, which is related to the amount of the fluid entering the space between the cylinders. In Figure 3a, for L/D=1.5, some of the downward flow without reaching the bottom attaches to the upstream cylinder itself at nearly y/D=1.14 while the rest of it attaches to the downstream cylinder. Below this region, upwash flow appears in front of the downstream cylinder, and it adheres itself whilst some part of it attaches to the upstream one. Behind the downstream cylinder, two counter-rotating circulation regions occur. In Figure 3b, for L/D=2, in addition to the vortex close to the free end of the upstream cylinder, a vortex region emerges between the cylinders at about y/D=0.93. The emergence of this vortex region is dedicated to the upward trend of the downwash. Behind the downstream cylinder, two counter-rotating regions arise, similar to the occurrence for L/D=1.5. The difference is that for L/D=2, the clockwise region at the top encompasses two vortexes, and the anticlockwise region is smaller compared to the clockwise one. The flow characteristic observed in Figure 3c for L/D=3 resembles the one occurring for L/D=2. However, the secondary vortex region occurring between the cylinders appears close to the base of the second cylinder. For L/D=5 as demonstrated in Figure 3d, three vortex regions emerge between the cylinders. The primary, that is, the largest vortex appears close to the top surface of the first cylinder, as seen in the other three cases, and the secondary one appears close to the base of the second cylinder, as seen in the case of L/D=3 with the exception of the size. The last one emerges behind the first cylinder close to the base.

The flow behavior is summarized in Figure 3 with respect to the interval between the cylinders. The flow characteristic around the cylinders affecting both the pressure distribution and thermal features represents the change in C_D and Nu.

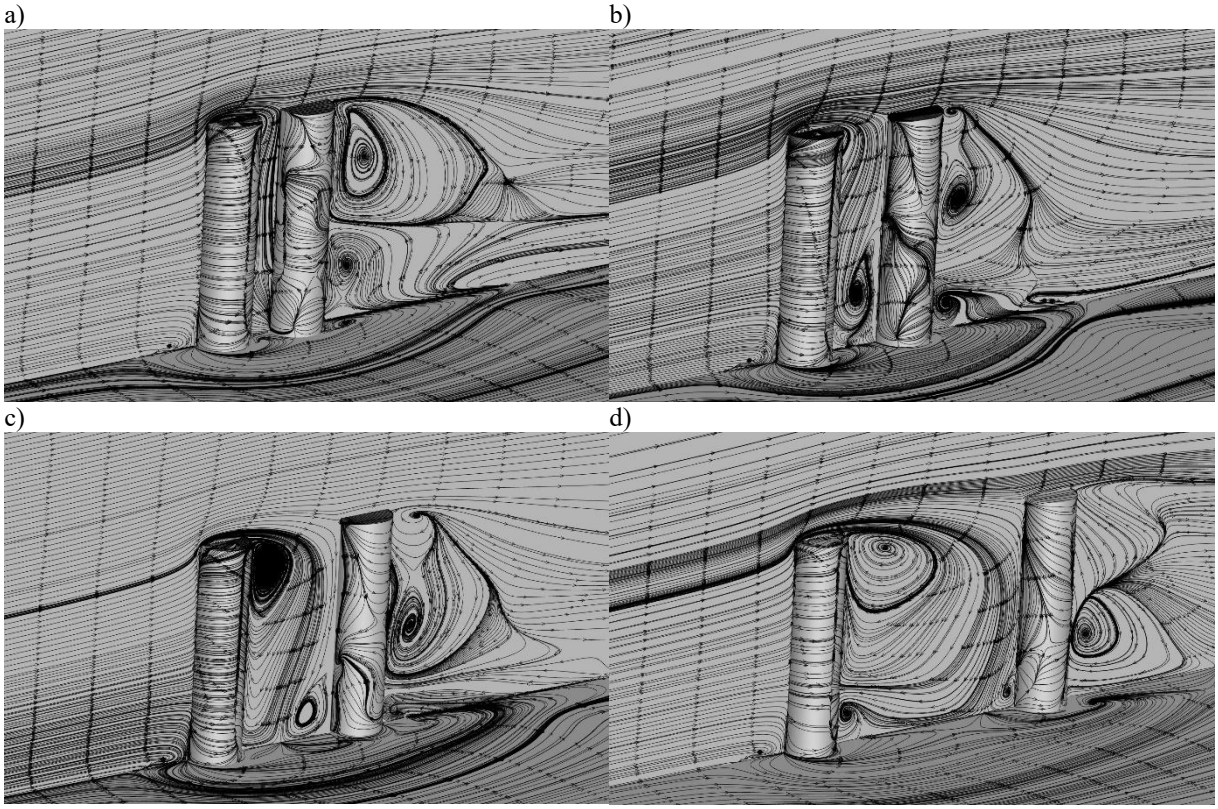


Figure 3. Time averaged streamlines for a) *L/D*=1.5, b) *L/D*=2, c) *L/D*=3 and d) *L/D*=5.

3.2. Vortical Structures

Vortical structures behind the cylinders are demonstrated in Figure 4. The vortical structures are colored by *y*-vortices, and red and blue ones indicate positive and negative clockwise directions, respectively.

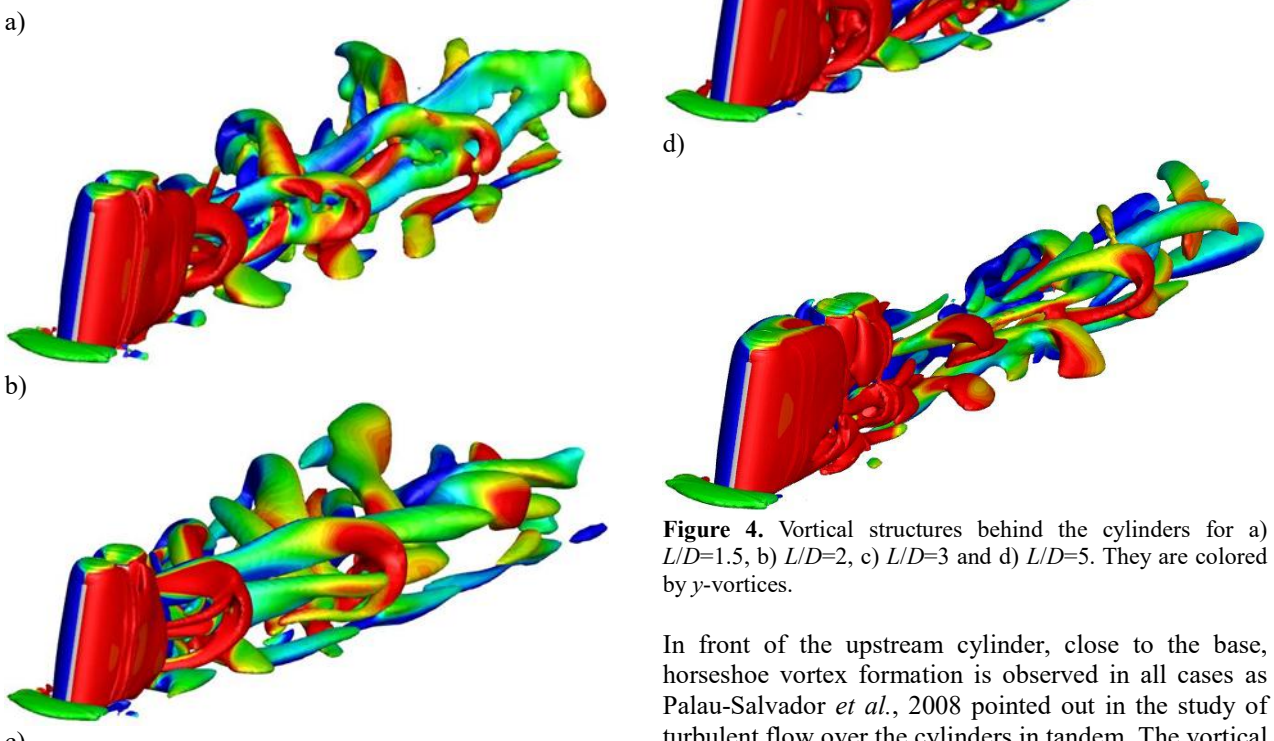


Figure 4. Vortical structures behind the cylinders for a) *L/D*=1.5, b) *L/D*=2, c) *L/D*=3 and d) *L/D*=5. They are colored by *y*-vortices.

In front of the upstream cylinder, close to the base, horseshoe vortex formation is observed in all cases as Palau-Salvador *et al.*, 2008 pointed out in the study of turbulent flow over the cylinders in tandem. The vortical structures behind the downstream cylinders are larger in comparison with the turbulent flow over an isolated

cylinder in the studies of Afgan *et al.*, 2007, Palau-Salvador *et al.*, 2010 and Zhang *et al.*, 2021 also in that of Palau-Salvador *et al.*, 2008 covering flow over cylinders in tandem.

As shown in Figure 4, hairpin vortices having the form of an "inverted U letter" are observed behind the downstream cylinder. Kumar *et al.*, 2019 attributed the existence of hairpin vortices to asymmetric vortex shedding. For *L*/*D*=1.5, 2, and 3, the vortical structures are more disorganized compared with *L*/*D*=5. In the case of L/D=5, more straight structures are observed behind the second cylinder in the alignment of the upper flow region. In the far behind, hairpin vortices can be seen. From this aspect, the vortices behind the cylinders in the conditions of *L*/*D*=1.5, 2, and 3 are similar, but the size of the vortices for *L*/*D*=1.5 is discovered to be a little bit smaller. Zhang *et al.*, 2021 stated that the larger vortices indicated asymmetric vortex shedding. Moreover, lateral diffusion of vortices is the most prominent for L/D=2, within the cases examined.

3.3. Pressure Distribution

Circumferential pressure variations are given by the graphical illustration of nondimensional pressure, C_p (pressure coefficient), as shown in Figure 5. C_p is formulized by $(P-P_{out})/(\rho U_\infty^2/2)$. In Figures 5a and 5b, C_p distributions of the first and the second cylinders are displayed for *L*/*D*=1.5-5. C_p distributions for the upstream cylinders resemble those of isolated ones (Pattenden *et al.*, 2005 and Afgan *et al.*, 2007) while those of downstream cylinders may indicate more different trends depending on the *y*/*h* value. In front of the upstream cylinder, beginning from the stagnation line where the highest value is achieved, the pressure dramatically decreases between nearly θ=0°-75°. After the pressure depression, the pressure recovers following an increasing trend, and from nearly θ=120°, the pressure shows an almost constant tendency. This behavior of pressure is observed at all heights, *y*/*h* values. At *y*/*h*=0.2-0.5, the pressure distributions are very close, while at *y*/*h*=0.94-0.98, pressures prominently change with *y*/*h* in front of the cylinder and almost coincide behind the cylinder. Whilst Afgan *et al.*, 2007 expressed the rising of pressure at θ=180° due to the free end effect, a similar increase is absent in the present study. As regards to the downstream cylinders, at *y*/*h*=0.94, 0.96, and 0.98, the pressure distribution tendency resembles that of the upstream cylinder for *L*/*D*=2, 3, and 5. For *L*/*D*=1.5, the pressure is low at the beginning. For *y*/*h*=0.94, 0.96, and 0.98, the pressure depression region moves downstream in comparison with the upstream cylinder. At the lower level (*y*/*h*=0.2-0.5) of the cylinder, ascending of the pressure towards the back for *L*/*D*=1.5 is observed. For *L*/*D*=2, 3, and 5, more like constant behavior in the pressure is obtained rather than the apparent change in the windward and the leeward sides of the cylinder for *L*/*D*=1.5.

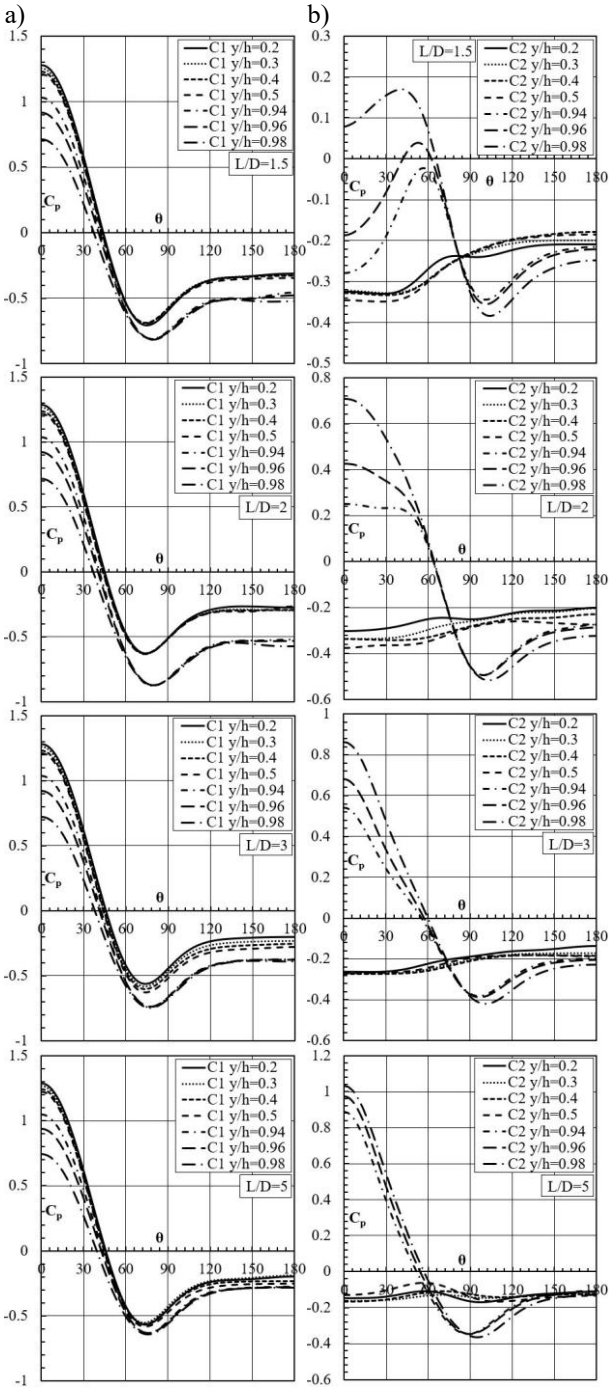


Figure 5. C_p distribution for a) upstream and b) downstream cylinders.

3.4. Temperature Distribution

In Figures 6a and 6b, instantaneous temperature distributions around the cylinders are given for *y*/*h*=0.3 and 0.8. Depending on *L*/*D*, the temperature between the cylinders substantially varies. To illustrate, for *L*/*D*=1.5 (*y*/*h*=0.3), behind the upstream cylinder, a hotspot region induced by the slow fluid flow between the cylinders occurs, which decreases the heat transfer. However, improved heat transfer is obtained behind the first cylinder and windward side of the second cylinder in the case of more widely arranged cylinders such as *L*/*D*=5. As for *y*/*h*=0.8, the variation of thermal boundary layer thickness depending on *L*/*D* is not so obvious as at

y/*h*=0.3. Behind the downstream cylinder, different scenarios happen based on the strength of vortex shedding. At the region close to top surface, vortex shedding is suppressed or weakened by downwash, while it is dominant close to the bottom surface. Having a look at the temperature distribution at *y*/*h*=0.3, lateral spreading of the temperature is discovered along the domain, which points out the vortex shedding phenomenon (Garcia-Villalba *et al.*, 2014). The lateral spreading increases the heat transfer at the leeward side of the downstream cylinder. In particular, for *L*/*D*=2 and 3, the thermal boundary layer is thinner compared to *L*/*D*=1.5 and 5. For *L*/*D*=5, more straight flow, which can be associated with the straight vortical structures observed near behind the downstream cylinder, as illustrated in Figure 4d, occurs behind the downstream cylinder, which leads to a thicker boundary layer. The downwash destroys the lateral spreading by suppressing the vortex shedding in the case of *y*/*h*=0.8.

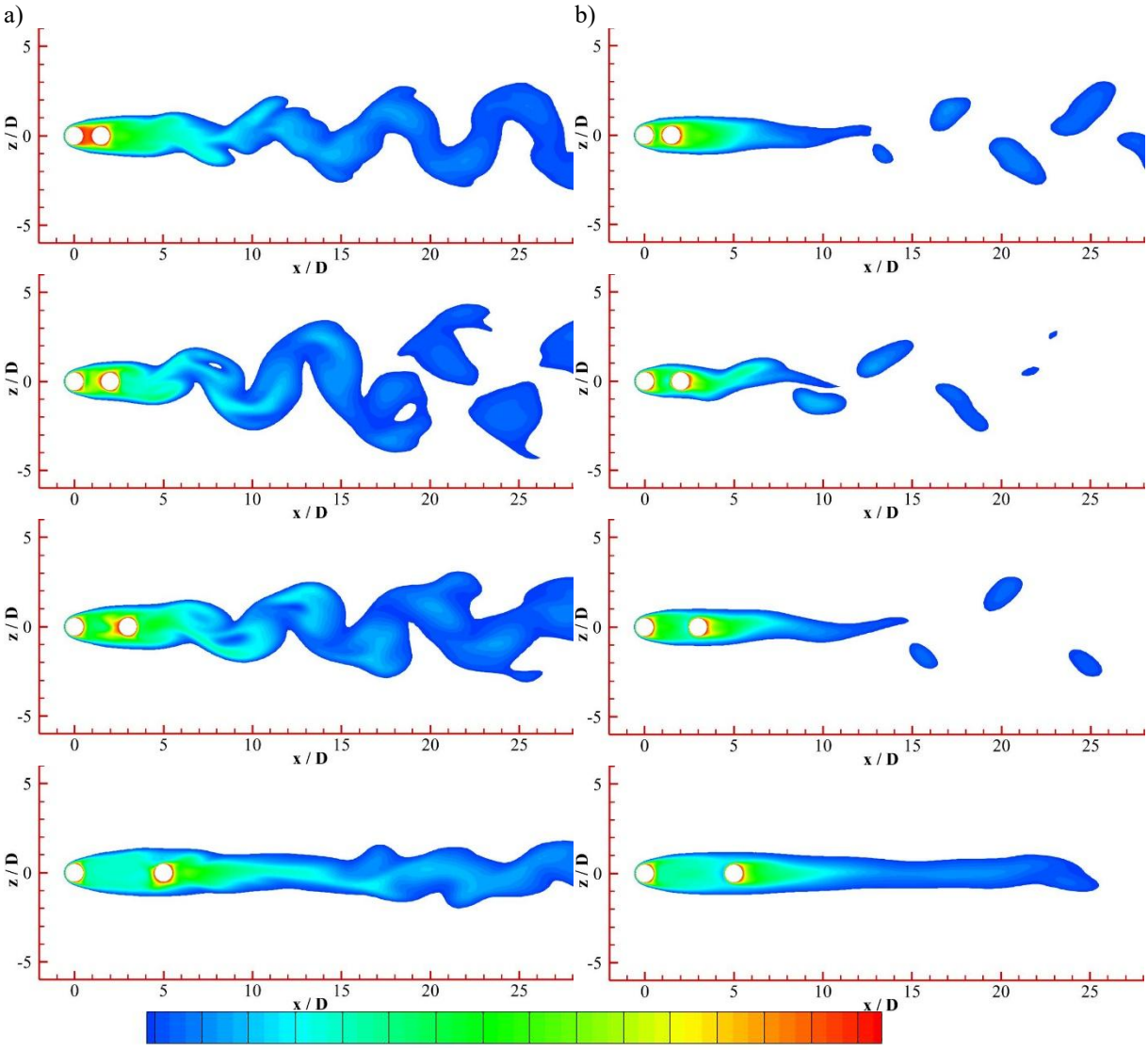


Figure 6. Instantaneous temperature distribution around the cylinders for *L*/*D*=1.5-5 a) *y*/*h*=0.3 and b) *y*/*h*=0.8.

3.5. Nusselt Distribution

The surface Nusselt data ($Nu = hD/k$), depending on θ and *y*/*h*, is extracted, and the Nusselt values are mapped on a rectangular domain as indicated in Figure 7 for *L*/*D*=1.5-5. Figures 7a, 7c, 7e, and 7g are valid for the upstream cylinders for L/D=1.5, 2, 3, and 5, respectively, while the *Nu* data on downstream cylinders are shown in Figures 7b, 7d, 7f, and 7h. In Figure 7, θ=±0.785, θ=0.785-2.356, θ=-0.785-(-2.356), and θ=[2.356-3.14]-[-2.356-(-3.14)] correspond to the front, right, left, and back surfaces of the cylinders, respectively. In front of the upstream cylinder, along the stagnation line, higher *Nu* values are obtained compared to other sides of the cylinder irrespective of *L*/*D*. At the stagnation line close to the leading edge, the highest Nusselt values are obtained as 22.2, 22.3, 22, and 21.8 for *L*/*D*=1.5, 2, 3, and 5, respectively. Temperature distribution between the cylinders changes as shown in Figure 6, which affects the *Nu* variation at the backside of the upstream cylinder except for achieving the highest values near the trailing edge. To illustrate, apart from the highest value near the trailing edge, for *L*/*D*=1.5, high *Nu* values are obtained at

nearly y/h=0.8, while for L/D=5, the region around y/h=0.25 is prominent in terms of *Nu* value. For the downstream cylinders, the highest *Nu* values are achieved close to the leading edge, like in upstream cylinders, as 20.1, 21.7, 21.9, and 22.3 for L/D=1.5, 2, 3, and 5, respectively. At the backside of the downstream cylinders, the highest *Nu* values are acquired near the trailing edge. Considering the region away from the top surface, vortex shedding affects the strength of the *Nu* values. For instance, at y/h=0.2 and 0.3 for L/D=2 and 3, respectively, are apparent in terms of the dominance of *Nu*.

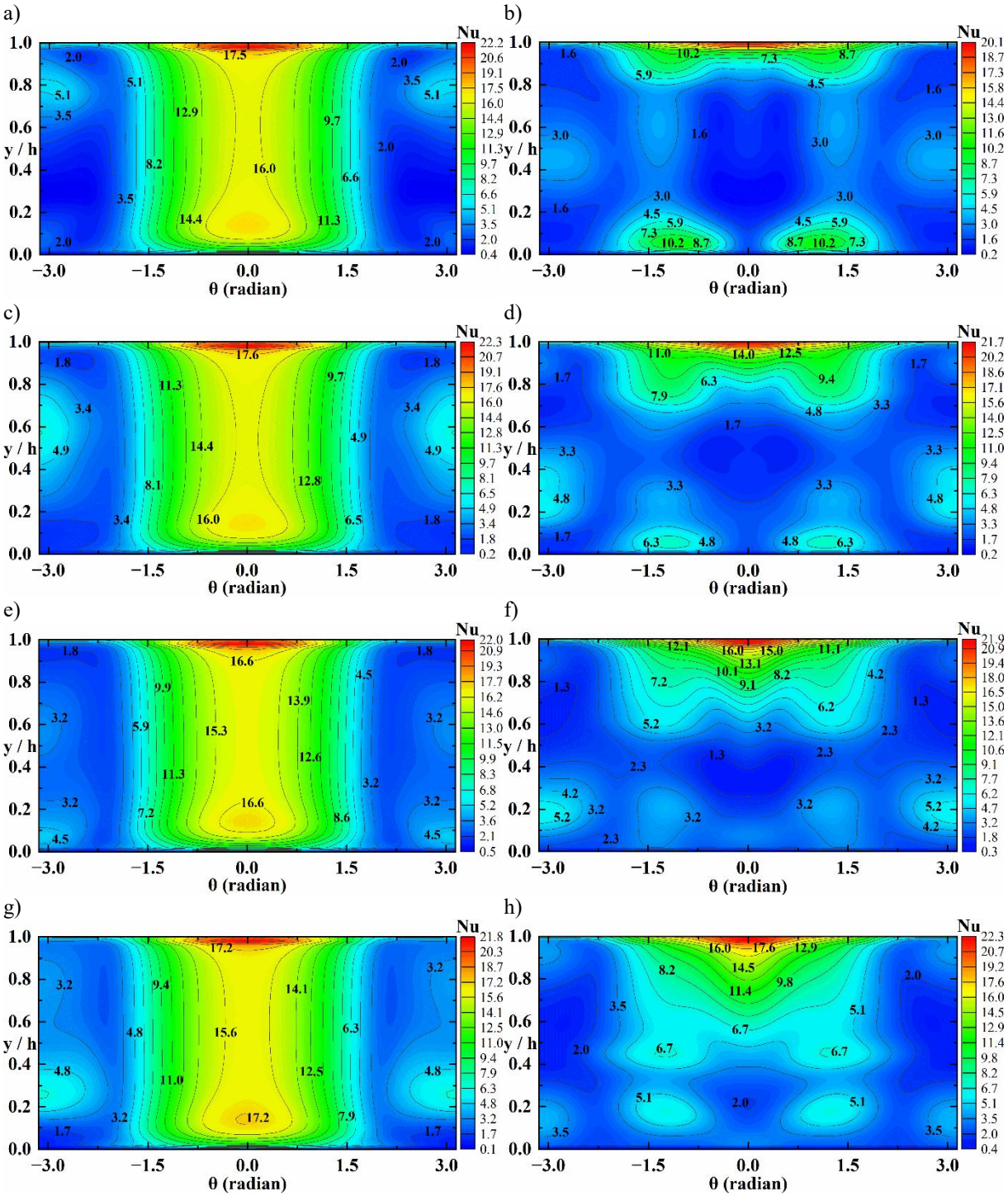


Figure 7. Nusselt distributions of the a) first and b) second cylinders for L/D=1.5-5.

The Nusselt number variations at the top surfaces of the upstream and downstream cylinders with time-averaged streamlines are demonstrated in Figure 8 for L/D=1.5-5. For the upstream cylinder, at the top surface, a circulation region occurs, and the fluid reattaches to the surface at $x/D\cong0$ for L/D=1.5 and 2, $x/D\cong0.1$ for L/D=3, and $x/D\cong0.3$ for L/D=5. The recirculation region makes the obvious difference of Nusselt values from the forehead to the rear side. On the other hand, a more gradual variation of Nusselt number emerges at the top of the downstream cylinders owing to the smooth passing of flow over the top surface.

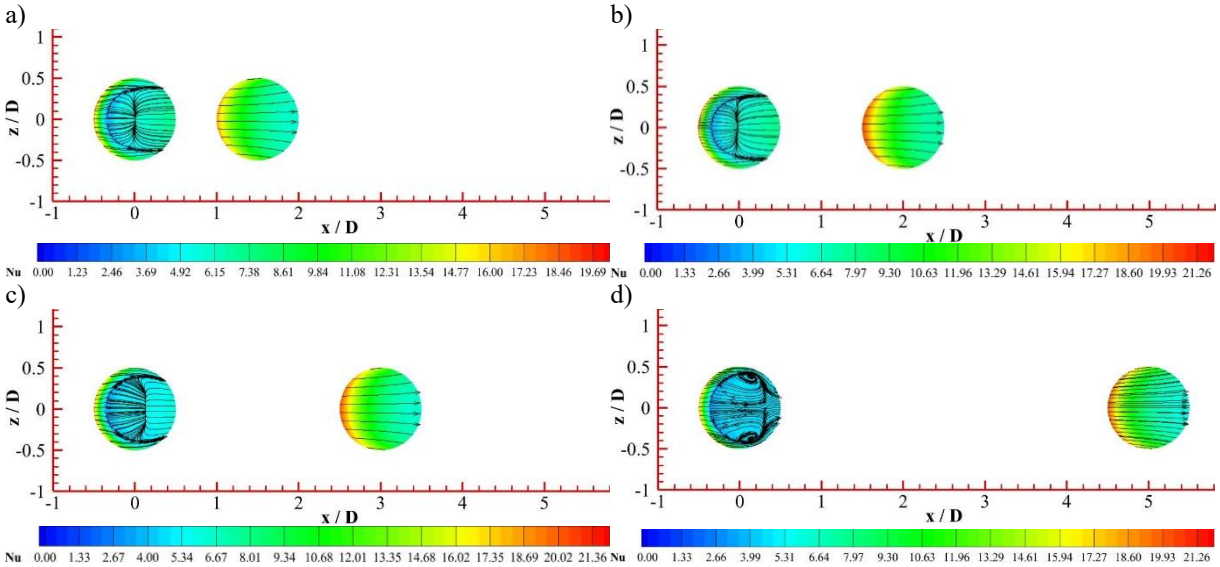
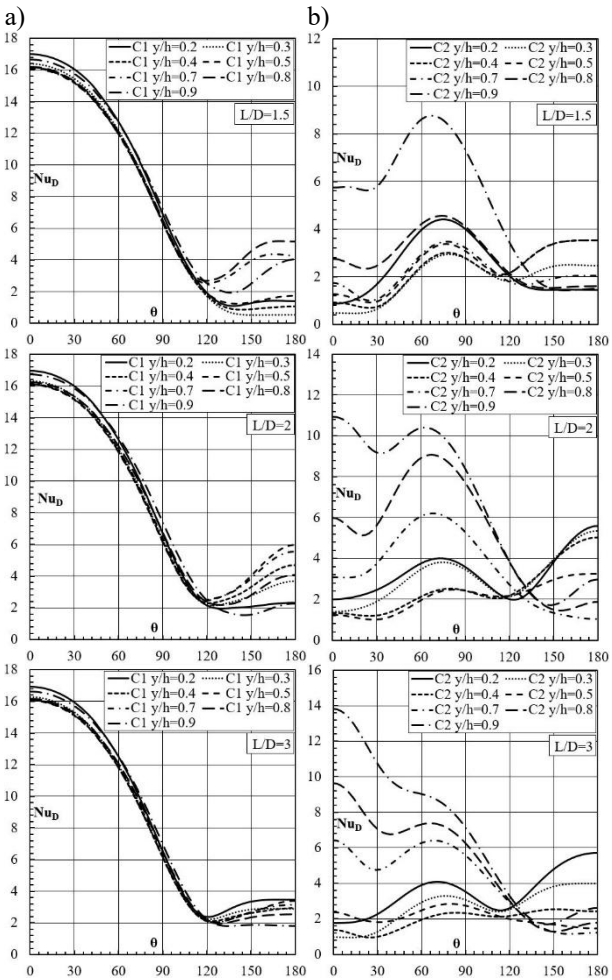


Figure 8. The Nusselt distribution at the top surfaces of the cylinders for *L*/*D*=1.5-5.

Also, the graphical demonstrations of Nusselt distribution are shown in Figure 9 for *y*/*h*=0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.7, 0.8, and 0.9. The *Nu* distribution on the upstream cylinders, regardless of *L*/*D* indicates a similar trend in terms of having higher values at the front and lower ones at the leeward side. At the front side of the upstream cylinder, the highest *Nu* values are achieved at *y*/*h*=0.2 within the altitudes examined in Figure 9. At the backside of the upstream cylinders, flow behavior between the cylinders substantially affects the *Nu* values. For instance, for *L*/*D*=2, the highest and the lowest *Nu* values are obtained as 5.99 and 2.27 at *y*/*h*=0.5 and 0.9, respectively, while the equivalent values are 3.48 and 1.81 at *y*/*h*=0.2 and 0.9 for *L*/*D*=3. *Nu* distributions at the front side of the downstream cylinders are also affected due to the flow characteristics between the cylinders. Slow fluid flow between the cylinders lowers the *Nu* values at the windward side of the second cylinder in case of close arrangement like in *L*/*D*=1.5. As *L*/*D* augments, *Nu* distribution at *y*/*h*=0.7, 0.8, and 0.9 begins to slightly resemble the equivalent cases for the first cylinder. The vortex shedding at the backside of the second cylinder influences the *Nu* values so significantly that the maximum value is generally achieved at the relevant height. While the vortex shedding improves the heat transfer close to the bottom region, at the higher regions of the downstream cylinders, lower *Nu* values are obtained at *y*/*h*=0.7, 0.8, and 0.9. At the backside of the downstream cylinders, the highest *Nu* values are acquired as 3.52 at *y*/*h*=0.5, 5.57 at *y*/*h*=0.2, 5.72 at *y*/*h*=0.2, and 4.05 at *y*/*h*=0.2 for *L*/*D*=1.5, 2, 3, and 5, respectively. The dramatic augmentation of *Nu* at the backside of the second cylinder close to the bottom wall is dictated by vortex shedding, whilst *Nu* values considerably decrease as approaching the top surface because of the downwash.



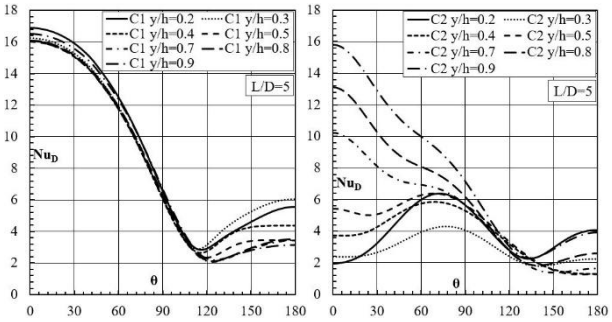


Figure 9. Nusselt distributions for a) upstream and b) downstream cylinders.

3.6. Mean Nusselt and C_D Data

Mean Nusselt number, $\overline{Nu}_D = \bar{h}D/k$, and mean drag coefficient, $C_D = 2F_D/(\rho U_\infty^2 A_f)$, belonging to the cylinders depending on *L*/*D* are listed in Table 2. The pressure distributions in front of and behind the cylinders considerably affect the drag coefficient of the cylinders. The general trend indicates that as *L*/*D* increases, the pressures behind the upstream and in front of the downstream cylinders augment as shown in Figure 5. This tendency causes an augmentation in the C_D of the second cylinder and a decrease in that of the first one as *L*/*D* increases. Considering Table 2, more complicated appearance prevails in terms of $\overline{Nu}_D$ values of the cylinders since the surface temperatures of the cylinders are influenced by a couple of aspects such as *L*/*D*, downwash, and vortex shedding. The flow characteristics at the top surfaces of the cylinders affect the top surface $\overline{Nu}_D$ values of the cylinders. In other words, the recirculation region at the top of the upstream cylinders weakens the top surface $\overline{Nu}_D$ value of the upstream cylinder.

Table 1. *L*/*D* dependent C_D and $\overline{Nu}_D$ values of upstream and downstream cylinders.

	UPSTREAM CYLINDER			**DOWNSTREAM CYLINDER**		
L*/*D	C_D	$\overline{Nu}_D$ - **side**	$\overline{Nu}_D$ - **top**	C_D	$\overline{Nu}_D$ - **side**	$\overline{Nu}_D$ - **top**
1.5	0.916	8.072	7.357	-0.056	3.299	10.573
2	0.909	8.324	7.544	0.075	3.947	11.770
3	0.858	8.152	6.591	0.066	3.912	11.347
5	0.842	8.279	5.971	0.183	5.027	10.721

4. THE CONCLUDING REMARKS

As a result of the analyses, the flow and thermal characteristics based on *L*/*D* are outlined as follows.

- As *L*/*D* augments, the recirculation region close to the free end of the upstream cylinder expands. At least one more vortex region appears between the cylinders for L/D=2, 3, and 5.
- Behind the cylinders, large vortical structures are observed. Hairpin vortex formation is discovered, which is the indication of unsymmetric vortex shedding.
- Lateral propagation in temperature emerges behind the cylinders due to the vortex shedding, particularly for *L*/*D*=2 and 3.
- The highest *Nu* values are obtained in front of the cylinders as 22.2, 22.3, 22, and 21.8 for the upstream cylinder and 20.1, 21.7, 21.9 and 22.3, for the downstream cylinder for *L*/*D*=1.5, 2, 3 and 5, respectively. The *Nu* value behind the second cylinder indicates a considerable increase depending on whether vortex shedding appears at that height. For instance, *Nu* values are achieved as 5.57 at *y*/*h*=0.2 and 5.72 at *y*/*h*=0.2, for *L*/*D*=2 and 3, which are the circumferentially highest values at those elevations.
- C_D of the upstream cylinder generally decreases with *L*/*D*, while that of the downstream cylinder indicates an increasing trend apart from the transition between *L*/*D*=2 and 3.
- Due to the sheltering effect of the first cylinder on the second cylinder, $\overline{Nu}_D$ of the second cylinder, is smaller in comparison to that of the first one. Also, the mean Nusselt number belonging to the top surface of the second cylinder is higher in comparison to that of the counterpart one.

NOMENCLATURE

A_f	Frontal area [m^2]
C_D	Drag coefficient [$= 2F_D/[(\rho U_\infty^2)A_f]$]
C_p	Pressure coefficient [$= (p - p_{out})/(\rho U_\infty^2/2)$]
D	Diameter [m]
F_D	Drag force [N]
h	Local heat transfer coefficient [W/m^2·K]
$\bar{h}$	Mean heat transfer coefficient [W/m^2·K]
k	Thermal conductivity [W/m·K]
Nu	Local Nusselt number [$= hD/k$]
$\overline{Nu}$	Mean Nusselt number [$= \bar{h}D/k$]
p	Pressure [N/m^2]
Re	Reynolds number [$= U_\infty D/\nu$]
T_s	Surface temperature [°C, K]
T_∞	Free stream temperature [°C, K]
U_∞	Free stream velocity [m/s]
Greek Letters	
ν	Kinematic viscosity [m^2/s]
ρ	Density [kg/m^3]

REFERENCES

Afgan, I., Moulinec, C., Prosser, R. and Laurence, D., 2007, Large Eddy Simulation of Turbulent Flow for Wall Mounted Cantilever Cylinders of Aspect Ratio 6 and 10, *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 28, 561-574.

Fox, T. A. and West, G. S., 1993, Fluid-Induced Loading of Cantilevered Circular Cylinders in a Low-Turbulence Uniform Flow. Part 2: Fluctuationg Loads on a Cantilever of Aspect Ratio 30, *Journal of Fluids and Structures*, 7, 15-28.

Fröhlich, J. and Rodi, W., 2004, LES of The Flow Around a Circular Cylinder of Finite Height, *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 25, 537-548.

García-Villalba, M., Palau-Salvador, G. and Rodi, W., 2014, Forced Convection Heat Transfer from a Finite-Height Cylinder, *Flow, Turbulence and Combustion*, 93, 171-187.

Kawamura, T., Hiwada, M., Hibino, T., Mabuchi, I. and Kumada, M., 1984, Flow Around a Finite Circular Cylinder on a Flat Plate: Cylinder Height Greater Than Turbulent Boundary Layer Thickness. *Bulletin of JSME*, 27, 2142-2151.

Kitagawa, T., Fujino, Y. and Kimura, K., 1999, Effects of Free-End Condition on End-Cell-Induced Vibration, *Journal of Fluids and Structures*, 13, 499-518.

Kumar, P., Manelil, N. and Tiwari, S., 2019, Effects of Shear Intensity and Aspect Ratio on Three-Dimensional Wake Characteristics of Flow Past Surface Mounted Circular Cylinder, *Physics of Fluids*, 31.

Liu, Y. and Cui, Z. X., 2006, Two-Side-by-Side Cantilevered Cylinders in a Cross Flow, *In ASME Pressure Vessels and Piping Conference*, Vancauver, Canada.

Okamoto, T. and Yagita, M., 1973, The Experimental Investigation on The Flow Past a Circular Cylinder of Finite Length Placed Normal to The Plane Surface in a Uniform Stream, *Bulletin of JSME*, 16, 805-814.

Palau-Salvador, G., Stoesser, T. and Rodi, W., 2008, LES of The Flow Around Two Cylinders in Tandem, *Journal of Fluids and Structures*, 24, 1304-1312.

Palau-Salvador, G., Stoesser, T., Fröhlich, J., Kappler, M. and Rodi, W., 2010, Large Eddy Simulations and Experiments of Flow Around Finite-Height Cylinders, *Flow, Turbulence and Combustion*, 84, 239-275.

Pattenden, R. J., Turnock, S. R. and Zhang, X., 2005, Measurements of The Flow Over a Low-Aspect-Ratio Cylinder Mounted on a Ground Plane, *Experiments in Fluids*, 39, 10-21.

Rooney, D. M., Rodichok, J. and Dolan, K., 1995, Finite Aspect Ratio Effects on Vortex Shedding Behind Two Cylinders at Angles of Incidence, *Journal of Fluids Engineering*, 117, 219-226.

Sparrow, E. M. and Samie, F. 1981, Measured Heat Transfer Coefficients at and Adjacent to The Tip of a Wall-Attached Cylinder in Crossflow—Application to Fins, *ASME Journal of Heat and Mass Transfer*, 103, 778-784.

Sumner, D., Heseltine, J. L. and Dansereau, O. J. P., 2004, Wake Structure of a Finite Circular Cylinder of Small Aspect Ratio, *Experiments in Fluids*, 37, 720-730.

Taniguchi, S., Sakamoto, H. and Arie, M. 1982, Interference Between Two Circular Cylinders of Finite Height Vertically Immersed in a Turbulent Boundary Layer, *Journal of Fluids Engineering*, 104, 529-536.

West, G. S. and Apelt, C. J., 1982, The Effects of Tunnel Blockage and Aspect Ratio on The Mean Flow Past a Circular Cylinder with Reynolds Numbers Between 104 and 105, *Journal of Fluid mechanics*, 114, 361-377.

Zhang, D., Cheng, L., An, H. and Draper, S., 2021, Flow Around a Surface-Mounted Finite Circular Cylinder Completely Submerged within The Bottom Boundary Layer, *European Journal of Mechanics-B/Fluids*, 86, 169-197.

SOLVING BURGERS EQUATION WITH PINN USING GAUSSIAN INITIAL CONDITION: EFFECT OF VARYING CHARACTERISTIC PEAK WIDTH

Sude UYAR[1], Sinem GÜNAY[1], Vahit ÇORUMLU [2,3], Humayun AHMED[2], Barbaros ÇETİN[2]
[1]Hacettepe Univesity, Faculty of Engineering, Department of Mechanical Engineering, 06800 Çankaya, ANKARA,
sudeuyar@hacettepe.edu.tr sinem.gunay@hacettepe.edu.tr
[2]Bilkent Univesity, Faculty of Engineering, Department of Mechanical Engineering, 06800 Çankaya, ANKARA,
barbaros.cetin@bilkent.edu.tr, humayun.ahmed@bilkent.edu.tr, vahit.corumlu@cbu.edu.tr
[3] Manisa Celal Bayar University, Akhisar Vocational School, Department of Electricity and Energy,
45560 Akhisar, MANİSA, vahit.corumlu@cbu.edu.tr

Abstract: In this study, we analyze the accuracy of the solution of Burgers equation using Physics Informed Neural Networks (PINN). PINN is a method that aims to obtain numerical solutions of differential equations using machine learning models driven by physical equations. The main objective of the study is to evaluate the solution capability of PINN for partial differential equations such as Burgers equation and to analyze the solution accuracy. In this context, the effect of the characteristic peak width parameter of the Gaussian distribution used in the initial condition on the accuracy of PINN is investigated. Simulations with various characteristic peak width values reveal that PINN is an important parameter affecting the solution accuracy. The accuracy of PINN is evaluated by comparing it with Network Based Numerical Methods. These methods are widely used in solving flow problems such as the Burgers equation and are used as a reference for the accuracy of the solution. PINN solutions compared with Network-Based Numerical Methods provide a basis for examining the physical consistency and numerical accuracy of the results obtained.
Keywords: Burgers equation, PINN, Mesh Based Numerical Methods, Gaussian distribution, characteristic peak width

1. INTRODUCTION

Physics-Informed Neural Networks (PINN) is a new computational approach that constrains artificial neural networks with governing equations. This method is frequently used in solving partial differential equations (PDEs) and estimating parameters. In the PINN approach, in addition to the training data for the neural network, the residual value of the relevant physical equation is also taken into account. Thus, the solution is estimated by learning the equation conditions and boundary/initial conditions. The Burgers equation, which contains both convective and diffusive terms, is commonly used as a benchmark for testing numerical methods. This equation presents the interaction between convection and diffusion in a simplified form and is therefore widely used in various fields to evaluate the performance of theoretical and numerical methods. In recent years, the solution of the Burgers equation using PINN has attracted increasing attention as a potential alternative to classical numerical methods. Studies in this area aim to prove the reliability of the PINN approach on problems such as the Burgers equation. A comprehensive review of the existing literature focusing on the PINN approach and the Burgers equation is essential for an in-depth assessment of the method's development and its range of applications. Benton and Platzman (1972) reviewed approximately thirty-five different solutions of the Burgers equation in the literature, tabulated them, and illustrated interesting cases with graphs. This study served as an explanatory model for examining the competition between convection and diffusion in the Burgers equation. Thus, the historical development of the Burgers equation as a turbulence model and its various solutions were systematically examined for the first time in the study of them. In subsequent years, studies were conducted on the numerical solutions of the equation. Basdevant et al. (1986) conducted a comparative study on solving the Burgers equation using both spectral and finite difference methods under low-viscosity conditions. The study focused particularly on the numerical detection of sharp internal layers, which become challenging to resolve as viscosity decreases. Their results demonstrated that, when combined with sufficient resolution and appropriate transformations, spectral methods exhibit superior reliability compared to finite differences. This work underscored the strengths of different numerical techniques in handling the Burgers equation and laid the groundwork for subsequent studies. Complementing these numerical investigations, researchers have also examined the Burgers equation from a broader perspective, emphasizing its theoretical and historical importance. Bonkile et al. (2018) provided a comprehensive review of the mathematical and physical significance of the Burgers equation, summarizing existing solution strategies and ongoing challenges. Their

analysis focused particularly on the accuracy, stability, and convergence of various methods, despite the wide range of available approaches for solving the equation. As part of the ongoing search for more accurate and data-efficient solution strategies, Raissi et al. (2017) introduced a pioneering approach to solving differential equations by combining data-driven learning with physical models. In this study, a model that can "learn" the underlying PDE was preferred based on limited and noisy observations, thereby introducing the concept of hidden physical models. Unlike classical methods, this approach represents a major step forward in solving nonlinear systems by combining physics and statistical learning within the data. Subsequently, Raissi et al. (2019) introduced the term Physics-Informed Neural Networks into the literature and generalized the PINN framework for both forward problems (solving a PDE given initial/boundary conditions) and inverse problems (determining the parameters or formulation of a PDE). In this comprehensive study, it was demonstrated that a single deep neural network can solve nonlinear PDEs such as the Burgers equation from start to finish. The PINN approach incorporates the residual of the governing PDE into the loss function, ensuring that the neural network solution satisfies both the PDE and the associated boundary conditions. Raissi et al. (2019) study demonstrated that PINN can achieve high accuracy in various examples, including the Burgers equation, and observed the benefits of combining traditional network training with physical constraints. This innovation differs from previous numerical methods in that the network can represent the entire solution space by learning it, rather than performing traditional difference/element calculations at every point to compute the solution. As a result, the PINN method and the network-based solution approach have established their place in the literature with Raissi et al. (2019). The successful results of the PINN method make it a highly useful method in computational sciences, particularly in fluid dynamics. Karniadakis et al. (2021) reviewed the success of the PINN method in fluid mechanics problems. In this study, the PINN method was used to solve problems that are difficult to solve with classical methods, such as combining noisy data with the model, mesh generation challenges in complex geometries, and high-dimensional parameter spaces. In particular, the impact of PINN on inverse problem solutions for complex problems such as three-dimensional wake flows, supersonic flows, and biomedical flows was investigated. In the review by Cai et al. (2021), it was noted that although significant work has been done in this field, fluid dynamics still presents challenging problems. Nonetheless, the PINN method has shown promise in areas such as data integration, simplified network architectures, and the solution of high-dimensional problems. In this study, it was observed that the PINN method can be successful in engineering applications. However, despite these promising developments, recent studies have drawn attention to several inherent limitations of the PINN framework. Cuomo et al. (2022) discussed both the strengths and weaknesses of the PINN method, examining its performance limitations, computational costs, and methodological challenges. Through a comparative analysis of the literature, they also highlighted areas in which PINNs require further improvement. Specifically, they noted issues such as the length of the training time, difficulties in capturing high-frequency components of the solution, and hyperparameter sensitivity, and proposed potential solutions. To further investigate these limitations in a practical context, Cheng Li (2023) conducted a comparative study between the PINN approach and a data-driven convolutional neural network (CNN) model. The study systematically evaluated a CNN model trained entirely on data and a PINN model trained using physical knowledge for the one-dimensional Burgers equation. The results revealed that the PINN and CNN approaches exhibit distinct strengths and limitations. while the PINN demonstrated an advantage in generating accurate solutions with minimal data, the CNN model showed superior computational efficiency when sufficient labeled data were available. In a related effort, Savović et al. (2023) compared the PINN method with a classical numerical solution technique. They solved the Burgers equation using both an explicit finite difference method and a PINN, and compared the results for three test problems with different initial and boundary conditions to analytical solutions. The findings indicated that both approaches were successful, with the finite difference method generally providing slightly higher accuracy. Nevertheless, both methods were recommended. Through illustrative examples, the authors demonstrated that the PINN approach can compete with traditional numerical methods. However, they also showed that PINNs may suffer a slight loss of accuracy in some cases compared to classical methods, indicating that further development is needed. Following these comparative evaluations, De Ryck and Mishra (2024) provided a theoretical analysis of the PINN method, focusing on its error behavior and convergence properties. This work not only establishes the mathematical foundation of PINNs but also investigates the stability of advanced approaches such as position-heavily split PINNs (XPINNs) and weakly formulated PINNs (wPINNs). In particular, by introducing the wPINN method for hyperbolic conservation laws such as the Burgers equation with very small viscosity or in its inviscid form, they have significantly improved the performance of PINNs in learning solutions with discontinuities. This innovation is important because it extends PINN applications, which were previously limited to smooth solutions, to situations with sharp changes such as shock waves. Building on these theoretical developments, Zhang et al. (2024) have worked on the precise satisfaction of boundary conditions and solution details in PINN training. To improve training performance, they proposed techniques such as domain decomposition and hard enforcement of boundary conditions by partitioning the solution space into smaller subdomains. They integrate adaptive domain decomposition, which automatically adapts to PINN training, and adversarial learning approaches when necessary, improving solution quality, particularly for complex flow problems. Unlike previous studies in the literature, this approach improves accuracy of boundary value problems, where PINNs are weak, and reduces

computational load for multi-domain problems. Thus, it makes an important contribution to the development of the PINN method in the literature.

Most PINN studies in the literature have focused on topics such as boundary conditions, architectural optimization, or domain decomposition. The structure of the initial profile and, in particular, the effect of the characteristic peak width parameter of the Gaussian distribution on learning have been studied only to a limited extent. In this context, this study fills a gap in the literature by examining the sensitivity of PINN to initial conditions. It also contributes to use of the Burgers equation as an educational model to examine how the solution evolves over time.

2. MATERIALS and METHODS

In the study, the Burgers equation was solved with the help of mesh-based methods and PINN. The results obtained from the three different methods were compared.

The Burgers equation is one of the main differential equations that combines nonlinear convection and viscous diffusion terms. The Burgers equation can be represented by:

$$\frac{\partial u}{\partial t} + u\frac{\partial u}{\partial x} = \nu\frac{\partial^2 u}{\partial x^2}, x \in [-1,1], t \in [0,1] \quad (1)$$

In this equation, x represents spatial coordinates and t represents time. u is a function of x and t and represents the velocity profile.

A Gaussian distribution defined on the space axis was used to define the system state at t = 0 as the initial condition:

$$u(x,0) = G(x) = \alpha.e^{\left(-\frac{(x-\mu)^2}{2\sigma^2}\right)} \quad (2)$$

In this equation, α represents the amplitude, μ represents the mean value, and σ represents the standard deviation of the Gaussian initial condition which is the characteristic peak width of the initial velocity profile.

Dirichlet boundary condition was used in solving the problem:

$$u(t,-1) = u(t,1) = 0 \quad (3)$$

The three-dimensional visualization in Figure 1 shows the Gaussian function as the initial condition with the blue line and the Dirichlet boundary conditions with the green and red lines.

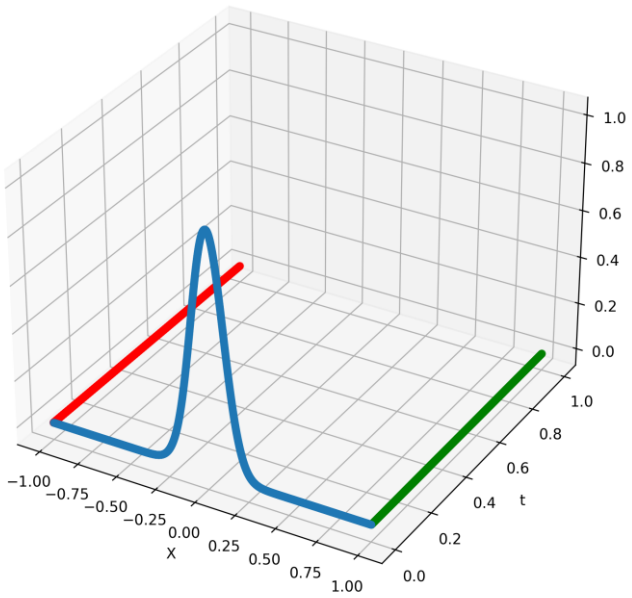


Figure 1. 3D representation of initial and boundary conditions.

2.1. Mesh Based Methods

In this work, we pursue the finite element method (FEM) and the finite difference method (FDM) for the numerical simulation of the nonlinear Burger's equation. Briefly, these methods are a subgroup of a general class of mesh dependent methods in which the domain and boundary are discretized into smaller elements and nodes for the FEM and FDM, respectively. This discretization converts the original differential equations into a system of algebraic equations that can be assembled into a matrix-vector equation that is readily solved using approaches from linear algebra.

2.1.1. Finite Element Method

In FEM, the strong form of the differential equation is reduced to a weak (variational) form which includes the boundary conditions in its structure. The domain is then

discretized into elements, and for each element, a local basis function (the shape function) is chosen which is continuous, differentiable, and compatible with the boundary conditions. Assembling these local elements produces a global stiffness matrix that is symmetric and sparse.
Key advantages include:

- Noninvasive treatment of boundary conditions via the weak form
- Symmetric, sparse system matrices upon assembly
- Flexibility to handle arbitrary element geometries for complex domains
- Systematic improvement of accuracy by enriching the shape-function space

All finite-element simulations in this study were performed using COMSOL Multiphysics.

2.1.2. Finite Difference Method

The finite-difference method (FDM) replaces continuous derivatives with discrete difference operators defined over a small "stencil" of neighboring nodes. On a uniform grid, each stencil specifies the offsets and weights needed to approximate the derivative at node i. In this work we use the second-order central scheme for the diffusion operator and one-sided stencils for the convective term.

The formulas that must be applied to implement these steps can be listed as follows:

$$\frac{\partial u}{\partial t} \approx \frac{u_i^{n+1} - u_i^n}{\Delta t} \tag{4}$$

$$\frac{\partial u}{\partial x} \approx \frac{u_i^n - u_{i-1}^n}{\Delta x} \qquad u_i^n > 0 \tag{5a}$$

$$\frac{\partial u}{\partial x} \approx \frac{u_{i+1}^n - u_i^n}{\Delta x} \qquad u_i^n < 0 \tag{5b}$$

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \approx \frac{u_{i+1}^n - 2u_i^n + u_{i-1}^n}{(\Delta x)^2} \tag{6}$$

By substituting Equations (4) – (5a) – (5b) – (6) into Equation (1), the Burgers equation for FDM is obtained as follows: To handle the convective term, we switch between forward and backward one-sided differences based on the sign of u (forward if u>0, backward otherwise). All spatial discretizations are assembled into a fully implicit scheme implemented in our in-house Python code.

Table 1. Comparison of FEM and FDM

Attribute	FDM	FEM
Geometry Adaptibility	Low	High
Accuracy	Moderate	High
Implementation	Easy	Complex
Computational Cost	Moderate	High
Calculation Speed	Moderate	High

Table 1 summarizes the basic comparisons between the FDM and FEM. Both methods are fundamental mesh-based methods used in the numerical solutions of PDEs.

FDM is the preferred choice due to low-cost and easy/fast calculation features, especially in regular geometries. However, FDM cannot provide results as effective as FEM in modeling complex structures, In the other hand, FEM is more flexible than FDM because of its structure. After these comparisons, FEM becomes the first and more logical choice for complex geometries.

2.2 PINN Method

PINN is a scientific machine learning approach used to solve physical problems involving partial differential equations. The PINN method works by embedding physical laws into the neural network structure to directly learn the solution of the differential equation. This method trains the neural network using a loss function that includes both the residuals of the differential equation and the initial and boundary conditions at selected collocation points within the solution domain.

Unlike the classical numerical methods discussed in sections 2.1.1 and 2.1.2, the PINN algorithm is a mesh-free method, meaning it can learn without defining a fixed grid structure in the solution domain. The network is trained to predict $u(x,t)$ at any (x,t) point. Figure 2 is a good example to illustrate the PINN structure.

This approach enables learning based on the physical model without the need for data. During the training process, the model's output is adjusted to provide the differential equation, thereby making the solution physically meaningful.

In this study, the PINN method was used to obtain the solution of the nonlinear viscous Burgers equation. All applications of the study were implemented using the Python programming language. The open-source PyTorch library was used for the PINN architecture and automatic derivative calculations. For this reason, it is one of the most frequently preferred tools in the literature for PINN applications and was preferred in this study.

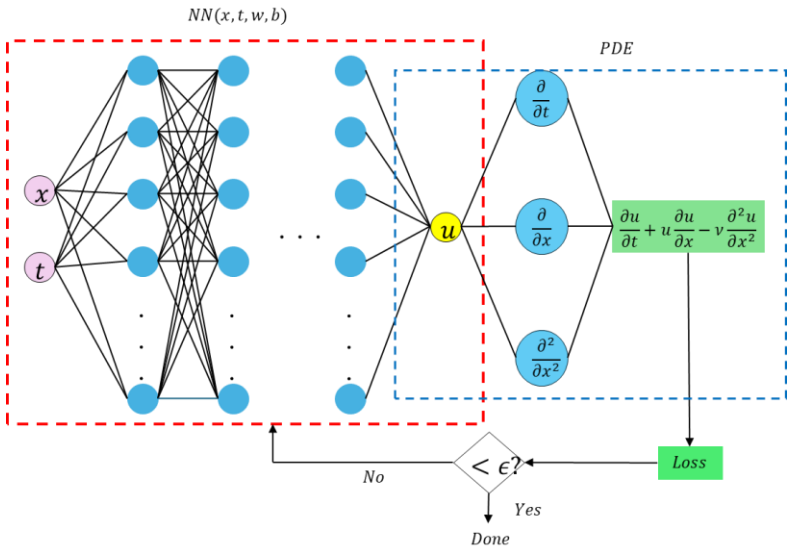


Figure 2. PINN architecture.

As shown in table 2, The network structure consists of a total of 7 hidden layers, each containing 20 neurons. The hyperbolic tangent activation function was used in all layers. The input data was sampled at 200 points at equal intervals on the x and t axes, enabling the model to be trained on 40,000 (x,t) points. The number of collocation points was then increased by 200 up to 1,000 to discuss the effect of the number of points. The effect of the number of collocation points was investigated only with the PINN method.

To investigate the effect of the initial condition width on the solution, three different values of the characteristic peak width parameter σ (0.01, 0.05, and 0.1) were employed in the Gaussian initial condition. This parameter determines the spatial spread of the initial velocity distribution and characterizes the initial physical state of the system. The performance of the PINN model was evaluated at t = 0, 0.5, and 1 seconds for each σ value, enabling assessment of the model's sensitivity to variations in the initial distribution width over time.

Table 2. PINN models' parameters

Hyperparameter	Value
Hidden Layer	7
Node	20–20–20–20–20–20–20
Activation fuction	Tanh–Tanh–Tanh–Tanh–Tanh–Tanh–Tanh
Learning rate	0.01
Optimizer	ADAM
λ_1, λ_2, λ_3	1

The model is trained using a special loss function that minimizes the residuals of the differential equation and the physical conditions. The loss function consists of four main terms:

$$\mathcal{L} = \mathcal{L}_{PDE} + \mathcal{L}_{IC} + \mathcal{L}_{BC1} + \mathcal{L}_{BC2} \quad (9)$$

The main terms of the loss function are defined as follows;

$$\mathcal{L}_{PDE} = \frac{1}{N_{PDE}} \sum_{i=1}^{N_{PDE}} \left[\frac{\partial NN(t_i,x_i;\theta)}{\partial t} + NN(t_i,x_i;\theta) \frac{\partial NN(t_i,x_i;\theta)}{\partial x} - \nu \frac{\partial^2 NN(t_i,x_i;\theta)}{\partial x^2} \right]^2 \quad (10)$$

$$\mathcal{L}_{IC} = \frac{\lambda_3}{N_{IC}} \sum_{j=1}^{N_{IC}} \left[NN(t=0, x_j; \theta) - G(x) \right]^2 \quad (11)$$

$$\mathcal{L}_{BC1} = \frac{\lambda_1}{N_{BC1}} \sum_{k=1}^{N_{BC1}} [NN(t_k, x=-1; \theta) - 0]^2 \quad (12)$$

$$\mathcal{L}_{BC2} = \frac{\lambda_2}{N_{BC2}} \sum_{l=1}^{N_{BC2}} [NN(t_l, x=1; \theta) - 0]^2 \quad (13)$$

In this study, all weight coefficients were selected as one so that the model could learn all three conditions with equal importance and simple and balanced training could be performed without the need for additional hyperparameter search. In other words, the total loss function was normalized so that $\lambda_1 = \lambda_2 = \lambda_3 = 1$

The model parameters were trained for 10,000 iterations using the ADAM optimization algorithm with a learning rate of 0.01 to minimize this total loss function. The loss value obtained at the end of each epoch was monitored, and the model that achieved the lowest loss was recorded. This model was used in the final solution.

3. RESULTS and DISCUSSION

As a result of the conducted studies, solutions of Burgers' equation obtained by physically informed neural network (PINN), finite difference method (FDM) and finite element method (FEM) are presented comparatively for different characteristic peak widths (σ) and time (t) parameters. The performance of the PINN method was evaluated without altering any hyperparameters and Gaussian profile was used as the initial condition. Subsequently, the effects of spatial (N_x) and temporal (N_t) collocation point resolution were investigated under a costant sigma value.

3.1. Effects of characteristic peak widths (σ)

Simulations were conducted with a fixed viscosity value of μ = 0.01, and solution behavior was investigated for three different characteristic peak width values (σ = 0.01, 0.05, and 0.1). The corresponding results at time instants t = 0, 0.5, and 1 for each σ value are illustrated in Figures 3, 4, and 5, respectively.

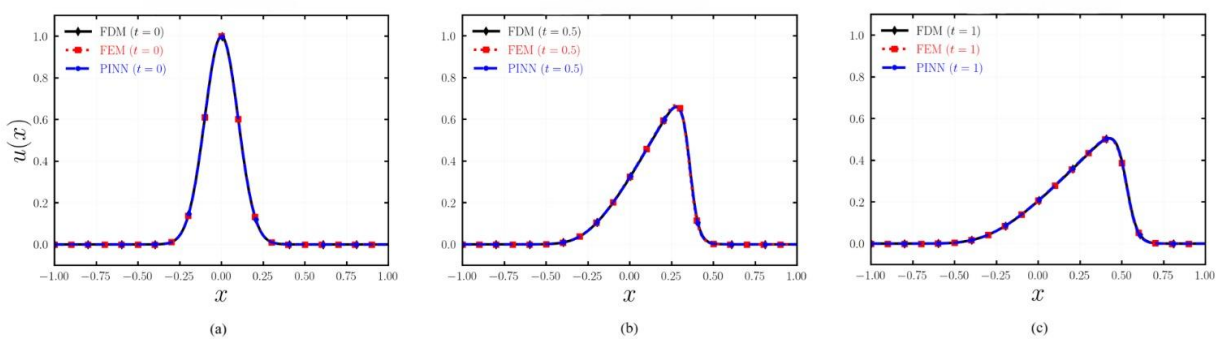


Figure 3. PINN, FDM, and FEM solutions of the Burgers equation at (a) t = 0 s, (b) t = 0.5 s, and (c) t = 1.0 s, with Gaussian initial condition (σ = 0.1) and fixed viscosity μ=0.01.

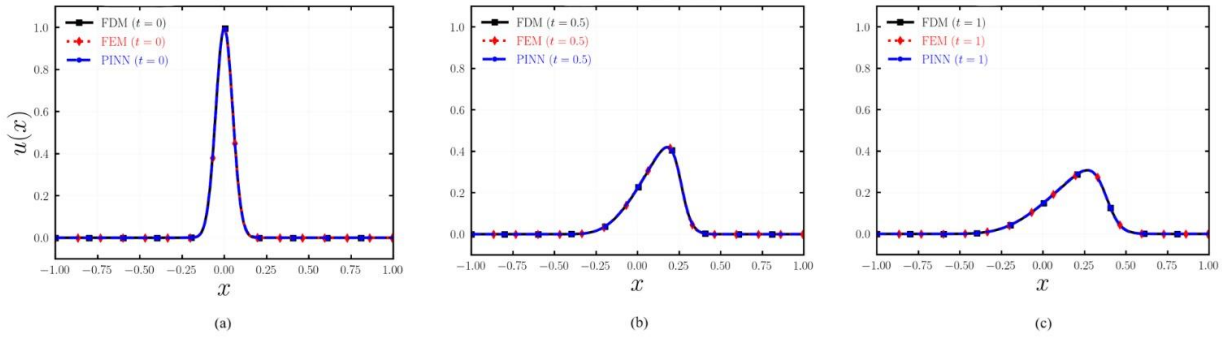


Figure 4. PINN, FDM, and FEM solutions of the Burgers equation at (a) t = 0 s, (b) t = 0.5 s, and (c) t = 1.0 s, with Gaussian initial condition (σ = 0.05) and fixed viscosity μ=0.01.

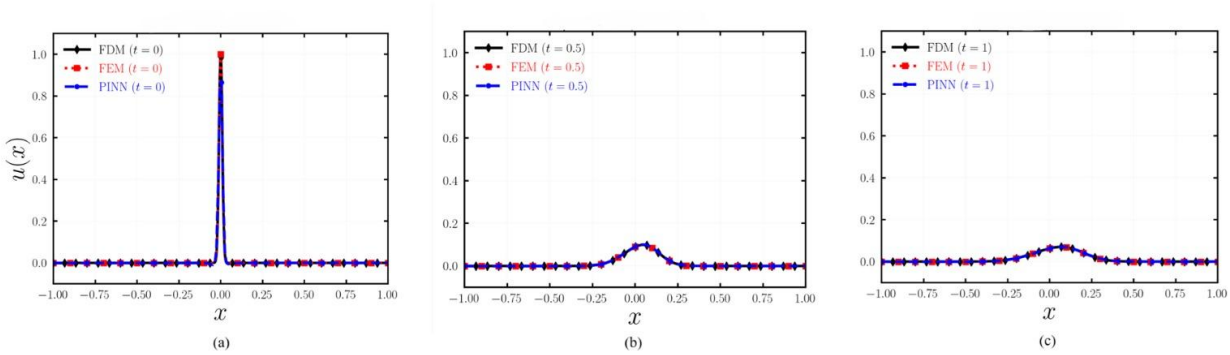


Figure 5. PINN, FDM, and FEM solutions of the Burgers equation at (a) t = 0 s, (b) t = 0.5 s, and (c) t = 1.0 s, with Gaussian initial condition (σ = 0.01) and fixed viscosity μ=0.01.

In Figure 3, for wider characteristic peak width σ = 0.1, all three solutions obtained for even wider initial distribution which appears to be almost a smooth function at t = 0 s. Both PINN and classical methods represent this situation with a high degree of accuracy. As time progresses (t = 0.5 s and t = 1.0 s), the amplitude of the solution continues to decrease and spreads over a wider region. Overall, all three methods exhibit highly similar solution behavior.

In Figure 4, although the initial distribution is narrower compared to σ = 0.1, it still maintains a relatively broad profile due to the characteristic peak width parameter σ = 0.05. At the initial time (t = 0 s), the distribution remains smooth but is more sharply peaked than in Figure 1. As time progresses (t = 0.5 s and t = 1.0 s), the solution's amplitude decreases and the spread becomes more evident. All three methods continue to yield highly consistent results, effectively capturing the evolution of the solution profile.

In Figure 5, the initial distribution is defined by a very narrow Gaussian profile due to the characteristic peak width parameter σ = 0.01. At the initial time (t = 0 s), both FDM and FEM methods are able to capture the sharp peak at $u(0.00)$ = 1.0 with high resolution. In contrast, the PINN method shows a noticeable inconsistency at the initial time, due to its limited ability to resolve the sharp gradient introduced by the narrow initial condition. However, as time progresses (t = 0.5 s and t = 1.0 s), the initially localized form diffuses, leading to a wider and smoother solution profile. Under these conditions, the PINN solutions exhibit increasing agreement with those of FDM and FEM. In particular, up to t = 1.0 s, the results obtained from all three methods exhibit a high degree of consistency, indicating that the PINN model, despite its initial limitations, is able to recover solution accuracy as the system evolves and the influence of steep gradients gradually diminishes.

Under initial conditions characterized by narrow Gaussian profiles (σ=0.01), the PINN method encountered difficulties in correctly capturing the peak structure, especially at t=0 s. High gradient zones of the solution revealed this challenge. Although derivatives in PINNs are computed using automatic differentiation, their accuracy heavily relies on the network's ability to represent the underlying function smoothly. In the presence of steep gradients, neural networks may struggle to approximate the solution accurately, which in turn leads to large residuals due to inaccurate derivative estimates. However, as time progresses (t=0.5 s and t=1.0), the peak structure flattens out, and the compatibility of PINN with classical methods improves. The convergence performance of PINN is therefore strongly influenced by the smoothness of the solution. On the other hand, when wider initial profiles (σ=0.05, σ=0.1) were used, PINN solutions nearly completely overlapped with classical methods. In such cases, where the solution is continuously differentiable, PINNs can ensure high accuracy.

3.2. Effect of collocation point resolution

Due to the relatively lower accuracy observed in Figure 5 compared to Figures 3 and 4, the effect of number of collocation points (N_x, N_t) is investigated in Figure 6 while keeping all other hyperparameters fixed. In this context, the solution domain was sampled with varying collocation points and solution profiles were analyzed at t\ = 0 s, t = 0.5 s and t = 1.0 s. The results indicate that it is observed that the number of collocation points is one of the important parameters influencing the accuracy of the PINN solution.

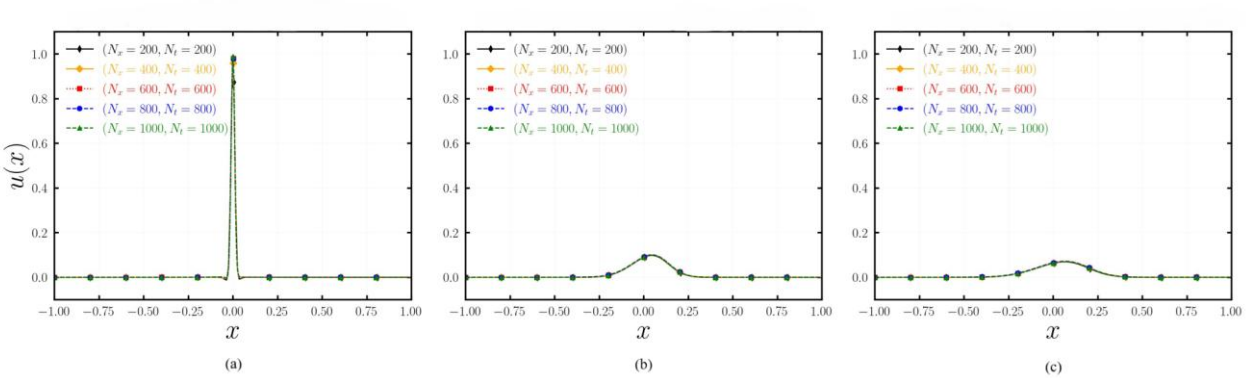


Figure 6. PINN solution consistency at (a) t = 0 s, (b) t = 0.5 s, and (c) t = 1.0 s for varying collocation points (N_x,N_t), with fixed σ=0.01and μ=0.01.

Simulations indicate that the general solution trend can be captured even at low resolutions. However, the accuracy of the solution is highly sensitive to the number of collocation points, particularly in the narrow, high-gradient peak region at t = 0.

Table 3. PINN solution accuracy obtained from various collocation points (N_x, N_t) for peak width σ = 0.01 of the initial Gaussian profile(peak) at time t = 0.

N_x	N_t	u(0,0)	ε
200	200	0.8735	12.65 %
400	400	0.9599	4.01 %
600	600	0.9803	1.97 %
800	800	0.9795	2.05 %
1000	1000	0.9900	1.0 %

Table 3 presents the predicted peak values of the solution u(x,t) at the spatial location x=0 and time t=0, along with the corresponding relative errors ε for various combinations of spatial and temporal collocation points (Nx, Nt). The relative error ε quantifies the deviation of the PINN-predicted solution from the analytical solution and is computed using the following expression:

$$\varepsilon = \left(\frac{u_{PINN}(0,0) - u_{exact}(0,0)}{u_{exact}(0,0)}\right) \times 100 \qquad (14)$$

As observed from Table 3, larger deviations occur under sparse collocation distributions. This trend suggests a saturation-like relationship between the solution accuracy and the density of collocation points, emphasizing the importance of adequate sampling for accurate PINN predictions.

Figure 6 shows that as the number of collocation points increases, the solution profiles at all solution times become clearer, smoother and better match the classical solutions. In particular, the sharp Gaussian peak at t = 0 s is more successfully represented with increasing values of N_x and N_t as shown on the Table 3. These observations reveal that PINN needs a sufficient number of collocation points to obtain accurate solutions in high gradient regions.

The performance of PINN is directly influenced by the collocation point resolution in the solution space. In the conducted analyses, the predicted maximum value u(0,0) in the low-resolution case (N_x=200, N_t=200) was only 0.8735, whereas in the high-resolution case (N_x=1000, N_t=1000), it reached 0.9900. These results indicate that the solution accuracy improves with increasing collocation point resolution but tends to level off beyond a certain threshold.

In this study, the number of collocation points (N_x, N_t) was limited to a maximum of 1000 in both spatial and temporal domains. This upper limit was chosen due to practical constraints, including computational time and hardware limitations. The simulations are performed on the free version of Google Colab. As the resolution increased, the training time of the PINN model increased significantly, making higher sampling densities computationally unachievable within the given time frame. Therefore, as shown in Table 3 the accuracy may continue to improve beyond (N_x = 1000, N_t = 1000) resolution, this remains outside the scope of the current study due to resource constrains.

Classical methods as FEM and FDM reach solutions much more quickly due to their constant time step and constant mesh structure. The computational efficiency of these deterministic and matrix-based structures is quite high. The PINN approach's training procedure takes more time, on the other hand, since the function is learned as a neural network. However, when training is done, PINN can provide instant and continuous output at any point in the solution. This scenario gives PINN a post-training advantage, that makes it perfect for issues involving a lot of searches and inverse problems.

In classical methods, initial and boundary conditions are directly included in the numerical solution, whereas in the PINN approach, these conditions are applied as penalty terms within the loss function. It indirect application has caused small deviations in the solution, particularly at boundary conditions (x = -1, 1) and at t = 0 s. Especially in high-gradient initial conditions with narrow Gaussian profiles, PINN's performance in these regions decreases.

4. CONCLUSION

In our study, the performance of the PINN method in solving the viscous Burgers equation was evaluated in detail depending on the smoothness of the initial condition, time progression, and the density of the mesh. Experimental analyses conducted at different characteristic peak width parameter (σ) values revealed that PINN performed worse than classical methods in sharp transition regions, especially when narrow initial profiles were involved. However, as time progresses and these structures become more diffuse, the accuracy of PINN also increases significantly. This demonstrates that PINN can improve solution quality over time in time-dependent evolutionary systems.

Evaluations of mesh resolution showed that PINN's solution accuracy dropped significantly at low sampling densities, but when sufficient N_x and N_t values were reached, it produced results that largely overlapped with classical methods. In particular, the sharp Gaussian peak at t = 0 s could only be accurately represented at high resolutions. This observation confirms that PINN is sensitive to sampling density in regions with high gradients.

SYMBOLS

u	Velocity [m/s]
λ	Weight Coefficients
μ	Viscosity [Pa·s]
σ	Characteristic Peak Width Parameter
N_x	Number of Spatial Collocation Points
N_t	Number of Temporal Collocation Points
ε	Standart deviation

REFERENCES

Basdevant, C., Deville, M., Haldenwang, P., Lacroix, J. M., Ouazzani, J., Peyret, R., ... & Patera, A. (1986). Spectral and finite difference solutions of the Burgers equation. Computers & fluids, 14(1), 23-41.

Benton, E. R., & Platzman, G. W. (1972). A table of solutions of the one-dimensional Burgers equation. Quarterly of Applied Mathematics, 30(2), 195-212.

Bonkile, M. P., Awasthi, A., Lakshmi, C., Mukundan, V., & Aswin, V. S. (2018). A systematic literature review of Burgers' equation with recent advances. Pramana, 90, 1-21.

Cai, S., Mao, Z., Wang, Z., Yin, M., & Karniadakis, G. E. (2021). Physics-informed neural networks (PINNs) for fluid mechanics: A review. Acta Mechanica Sinica, 37(12), 1727-1738.

Cuomo, S., Di Cola, V. S., Giampaolo, F., Rozza, G., Raissi, M., & Piccialli, F. (2022). Scientific machine learning through physics–informed neural networks: Where we are and what's next. Journal of Scientific Computing, 92(3), 88

De Ryck, T., & Mishra, S. (2024). Numerical analysis of physics-informed neural networks and related models in

physics-informed machine learning. Acta Numerica, 33, 633-713.

Li, C. (2023, October). Assessing the Performance of PINN and CNN Approaches in Solving the 1D Burgers' Equation with Deep Learning Architectures. In Proceedings of the 2023 4th International Conference on Machine Learning and Computer Application (pp. 888-892).

Raissi, M., Perdikaris, P., & Karniadakis, G. E. (2017). Machine learning of linear differential equations using Gaussian processes. Journal of Computational Physics, 348, 683-693.

Raissi, M., Perdikaris, P., & Karniadakis, G. E. (2019). Physics-informed neural networks: A deep learning framework for solving forward and inverse problems involving nonlinear partial differential equations. Journal of Computational Physics, 378, 686–707. https://doi.org/10.1016/j.jcp.2018.10.045

Savović, S., Ivanović, M., & Min, R. (2023). A Comparative Study of the Explicit Finite Difference Method and Physics-Informed Neural Networks for Solving the Burgers' Equation. Axioms, 12(10), 982.

Zhao, C., Zhang, F., Lou, W., Wang, X., & Yang, J. (2024). A comprehensive review of advances in physics-informed neural networks and their applications in complex fluid dynamics. Physics of Fluids, 36(10).

SAVONIUS RÜZGÂR TÜRBININ KANAT GEOMETRI DEĞIŞIKLIKLERINE GÖRE OLUŞAN PERFORMANSIN DENEYSEL VE SAYISAL OLARAK İNCELENMESI

Mahmut Burak Akkuş*, Selahaddin Orhan Akansu*, Süleyman Osmanlı, Burcu Hasaltın***
* Erciyes Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Makine Mühendisliği Anabilim Dalı, Kayseri, Türkiye,
mbakkus54@gmail.com, akansu@erciyes.edu.tr, hasaltinburcu@gmail.com
** Kayseri Üniversitesi, OSB Meslek Yüksekokulu, Tasarım Bölümü, Endüstri Ürünleri Tasarımı Programı, Kayseri, Türkiye, osmanli@kayseri.edu.tr

Özet: Bu çalışmada Savonius rüzgâr türbininden üretilen modellerin kanat yapısı farkından kaynaklı performans değişiminin deneysel ve sayısal gösterimleri yer almaktadır. Bu kapsamda 3 boyutlu yazıcıdan üretilen 3 modelin en/boy oranı, üretimdeki stabilite ve üretim sırasında çıkabilecek hataların en aza indirilmesi için 1 olarak belirlenmiştir. Modellerin çap ve yükseklik ölçüleri 0.25 m olarak test bölgesi için belirlenmiş blokaj oranı sınırında üretimi yapılmıştır. Ayrıca literatürde de bulunan ve modellerde kullanılan kapakların model çapına oranı 1 olarak belirlenmiş olup öncelikle modelleri kapaksız olarak daha sonra kapaklı şekilde deneyleri yapılmıştır. Deneyler Erciyes Üniversitesi Havacılık ve Uzay Bilimleri Fakültesi'nde bulunan aerodinamik laboratuvarında gerçekleştirilmiştir. Deneyin Kayseri hava şartlarına göre 6 m/s, 8m/s ve 10 m/s rüzgâr hızlarında testi yapılmıştır. Yapılan deneylere göre genel olarak performansa bağlı en yüksek değerleri model 3'ün aldığı tespit edilmiştir. Bu sonuç hızlara göre oluşturulmuş grafik sonuçlarında gösterilmektedir. Sayısal olarak benzer devirlerde testleri yapılıp düzeltme katsayılarıyla sonuçlar deney verileri ile yakınlaşmıştır. Daha sonra Model 3'ün kanadının belirli noktalarından parçalanıp kanat uç bölgesine uygulanmış gözeneklerin (akış düzlemine göre ve kanat eğrisi boyunca oluşturulmuş) performans gelişiminin arttırılması amacıyla 3 hızda tekrardan deneyleri yapılmıştır. Deneylere ek olarak gözeneklerin olmadığı durum da eklenerek deneyleri yapılmış olup sonucunda kanatlarda gözeneklerin olması genel performansı düşürmüştür. Son olarak kanat eğrisi boyunca oluşturulmuş gözeneklere sahip modelde gözeneklerin durumlara göre maskeleme bant ile kapatılması sonucundaki oluşabilecek performansının değişimi de sadece 10 m/s incelenmiştir. Bu durumda bantların gözenekleri kapatması genel anlamda performans artışında önemli bir rol oynamıştır ve hatta bazı noktalarda gözeneklerin olmadığı parçalı modele göre iyi olduğu tespit edilmiştir.
Anahtar Kelimler: Rüzgâr Türbinleri, Savonius, Uç Hız Oranı, Güç Katsayısı, Blokaj Oranı, Düzeltme Katsayısı

EXPERIMENTAL AND NUMERICAL INVESTIGATION OF THE PERFORMANCE OF A SAVONIUS WIND TURBINE BASED ON BLADE GEOMETRY MODIFICATIONS

Abstract: This study presents the experimental and numerical representations of performance variations caused by differences in the blade structures of models derived from the Savonius wind turbine. In this context, the aspect ratio of the three models produced using a 3D printer was set to 1 in order to ensure manufacturing stability and minimize potential errors during production. The diameter and height of the models were each determined as 0.25 meters, and the manufacturing was carried out within the blockage ratio limits defined for the test section. Additionally, the ratio of the end plates used on the models (also found in the literature) to the rotor diameter was also set to 1. Initially, tests were conducted without the end plates, and then repeated with the end plates attached. The experiments were performed in the aerodynamics laboratory of the Faculty of Aeronautics and Astronautics at Erciyes University. The tests were carried out at wind speeds of 6 m/s, 8 m/s, and 10 m/s, reflecting the typical wind conditions of Kayseri. According to the results of the experiments, Model 3 achieved the highest performance overall. This finding is also illustrated in the performance graphs generated according to different wind speeds. Numerical simulations were performed at similar rotational speeds, and the results were brought closer to the experimental data using correction factors. Subsequently, Model 3 was modified by segmenting the blade at specific points and adding perforations near the blade tip (both in the direction of the flow and along the blade curvature) to evaluate their effect on performance enhancement. These modified models were retested at the same three wind speeds. Additionally, a version without any perforations was also included to compare the influence of perforations. The results indicated that the presence of perforations in the blades led to a general decrease in performance. Finally, in the version of the model with perforations created along the blade curvature, the perforations were covered with masking tape depending on different scenarios, and the performance variation was examined only at 10 m/s. In this case, the act of taping the

perforations played a significant role in improving performance, and in some cases, even yielded better results than the segmented model without any perforations.
Keywords: Wind Turbines, Savonius, Tip Speed Ratio, Power Coefficient, Blockage Ratio, Correction Factor

1.Giriş

İnsanlar tarih boyunca karşıla[illegible]mleri çözebilmek için çeşitli araçlar gereçler geliştirmiştir. Bunların ilhamında kullanılan doğa yasaları sayesinde günümüze kadar uzanan bilgi birikimleri geleceğe ışık tutmaktadır. Bu tür gelişmelerin insanlığa en büyük katkısı üretkenliği ve gelişimi hızlandırmasıdır. Günümüz araçlarının kullanımında yaygın olan fosil yakıtlar, sanayi devriminden bu zamana kadar gelişim ve üretkenlik açısından oldukça faydalı olmasına rağmen, endüstriyel kullanımları sırasında açığa çıkan atıklar hem çevreyi kirletmekte hem de kullanılan kaynağın yakın zamanda geri döndürülemez olması nedeniyle yeni kaynak arayışlarına ihtiyaç duyulmuştur. Yenilenebilir enerji kaynakları doğadan alınan kaynakların elektriğe dönüşümünde kullanılan kaynaklar oldukları için kullanılan kaynakların doğadan bağımsız olması düşünülemez. Örnek anlamında Güneş, Rüzgâr, Hidroelektrik, Jeotermal, Biyokütle, Dalga gibi kaynaklar verilebilir. Bu çalışmada dikkat çekilmesi istenen esas kaynak Rüzgâr olmakla birlikte şu da bilinmelidir ki bu kaynakların birlikte kullanılması çok daha çevreci olacaktır. Rüzgârın kısaca oluşumu yüksek basınç noktasından alçak basınç noktasına ilerleyen hava hareketidir. Rüzgârın kullanımı diğer kaynaklarda olduğu gibi belirli sınırları olsa da sahip olduğu potansiyel onu vazgeçilmez bir kaynak olduğunu göstermektedir. Rüzgâr sayesinde elektriğe dönüşümde önemli rol oynayan rüzgâr türbinlerinin birçok çeşidi olsa da konuyu sadeleştirmek anlamında hem de konu içerisinde doğrulu ilişkili olan dikey eksenli rüzgâr türbinleri dikey bir eksen etrafında dönmektedir. Genellikle diğer rüzgâr türbini çeşitlerine göre daha fazla kanat sayısına ve kanat için hazırlanmış oldukça geniş geometrik çeşitliliğe sahiptir. Diğer bir yandan rüzgârın yönü değiştikçe daha verimli olabildiklerine dair çalışmalar mevcuttur. Yatay eksenli rüzgâr türbinlerine göre daha küçük olduklarından kentlerde kullanım için daha uygundur. Bununla birlikte diğerlerine göre daha düşük üretim kapasitelerine sahiptir. Bu çalışmada kullanılan ve dikey eksenli rüzgar türbin çeşitlerinden biri olan Savonius Rüzgâr Türbinleri, kanat sayısı bakımından çok çeşitli olmasının yanı sıra, oldukça temel olan bir türbindir. En temel kanat profili 'Yarı Dairesel' olarak isimlendirilir ve bu çalışmada da bu profil esas alınarak incelemeler yapılmıştır. Kanatları genellikle sabit olarak imal edilir ve rüzgârın yön değişimlerine karşı uyum sağlama özellikleri vardır. Diğerlerine göre daha basit tasarıma sahip olunduğu için maliyeti de nispeten daha düşüktür. Ayrıca düşük hızlarda çalışabilme becerisi vardır. Ancak yüksek rüzgâr hızlarında diğer türbinlere göre daha düşük verim elde ederler.

Nur ve arkadaşları [1], zaman içerisinde gelişen Savonius modellerin kanat yapılarını literatürlerden bularak bir araya getirmişlerdir. Zemamou ve arkadaşları [2], literatürde buldukları konvansiyonel Savonius modellerin verimini arttırmak amacı ile buldukları çalışmaları bir araya getirmiştir. Simşek ve arkadaşları [3], konvansiyonel bir Savonius modelini kanat sayılarını ve kanatlardaki helisel yapıyı dikkate alarak yaptıkları deneysel analizlerde, 3 kanatlı modellerin diğer modellere göre daha yüksek güç katsayısı elde ettikleri tespit edilmiştir. Frederikus ve arkadaşları [4], konvansiyonel bir modelin kanat sayılarının artımının performansa olan etkisini incelemişlerdir. Kullanılan modeller iki, üç ve dört kanatlı olarak deneysel ve sayısal analizler yapılmıştır. Sonuçlarında ise 3 kanatlı modelin diğerlerine göre daha yüksek güç katsayısına ulaştığı gözlemlenmiştir. Faruk ve arkadaşlarının [5], sabit hız olan 6 m/s için iki ve üç kanatlı olarak tasarlanmış Savonius modellerini farklı türbin açılarında sayısal olarak analiz etmişlerdir. Test sonuçlarında hız ve basınç dağılımları gözlemlenmiş olup kanat çevrelerindeki rüzgâr hızları iki kanatlı model için 13.8 m/s iken üç kanatlı modelde 13.4 m/s olarak tespiti yapılmıştır. Basınç değerleri ise iki kanatlı model için 28.52 Pa iken üç kanatlı modelde 28.92 Pa olarak tespiti yapılmıştır. Ahmed ve arkadaşları [6], iki kanatlı konvansiyonel bir Savonius modelini kapak çapı / rotor çapı oranını, örtüşme oranını ve burma açılarını da değiştirerek modelleri deneysel ve sayısal olarak incelemişlerdir. Testlerin sonuçlarında burma açısı 45°, örtüşme oranının 0 ve kapakların rotor çapına oranın 1.1 olduğu modelin diğerlerine göre daha yüksek değerler sağladığını tespit etmişlerdir. Akış hızının 6 m/s olduğu ve 10 m/s olduğu durumlarda güç katsayıları (Cp) sırası ile 0.223 ve 0.231 olarak gözlenmiştir. Ayrıca bu tasarım özelliğinde pozitif statik torkların varlığı kendiliğinden başlama özelliğini (self-starting) de beraberinde getirmiştir. Pranta ve arkadaşları [7], konvansiyonel iki kanada sahip Savonius modele yapmış oldukları modifikasyonla birlikte oluşan performans değişimlerini incelemişlerdir. Kullandıkları türbülans modeli k-ω SST (Shear Stress Transport) olup güç katsayısı (Cp), uç hız oranı (TSR), toplam güç (P) ve tork katsayısı (C_T), bakımından tek turda değerlendirme yapmışlardır. Yapılan analiz sonuçlarında konvansiyonel modelde uç hız oranı 0.7 değerinde en yüksek güç katsayısına ulaşmışken, modifiyeli modelde ise bu değer 1.1 değerinde ulaşılmıştır. İbrahim ve arkadaşları [8], Bach kanat profiline sahip iki kanatlı bir Savonius

modelin kanat şekil faktörlerin (blade shape factor) değişimiyle oluşan performans değişimini incelemişlerdir. Yapılan sayısal analizlerde k-ω SST (Shear Stress Transport) türbülans modeli kullanılmıştır ve analizlerde momentum ve basınç denklemlerinde ikinci dereceden ayarlar uygun görülmüştür. Kanat şekil faktörleri sırası ile 0.2, 0.3 ve 0.4 olarak belirlenmiş ve giriş hız değeri olarak 4 m/s kullanılmıştır. Yapılan analiz sonucunda kanat şekil faktörü 0.4 olan modelin diğer modellere kıyasla daha yüksek güç katsayı değerlerine ulaştığı tespitine varılmıştır. Tian ve arkadaşları [9], Myring denklemini kullanarak [10] konvansiyonel Savonius modellerinin performanslarını iyileştirmeyi amaçlamıştır. Bu kapsamda iki kanatlı model serilerini sayısal analizlerde kullandıklarında en iyi sonucu dışbükeylik oranı bir olan model sağlamıştır ki onun konvansiyonel modele göre performans artışı %10.98 olarak tespit edilmiştir. Michele ve arkadaşları [11] iki kanatlı bir Savonius modelini öncelikle dairesel kanat formunda daha sonra 20°, 30° ve 40° olmak üzere saat yönünde açıyla kanadın iç kısmından eğim sağlayarak tasarlamışlardır. Bu modelleri 2 boyutlu olarak sayısal analizleri yapıldığında, sonuçlarına göre kanatlardaki açının artması genel anlamda performansı arttırmış ancak açının artışının tork üretiminde daha fazla dalgalanmanın olmasına neden olmuştur. Bu durumun daha düşük uç hız oranında iken (tip speed ratio – TSR) modeldeki şafta binen yükün de fazla değişmesine neden olabileceği vurgulanmıştır. Arifin [12], konvansiyonel Savonius modelindeki dairesel kanat yapısına eliptik bir kanat eğrisi ekleyip performansını iyileştirmeyi amaçlamıştır. Yapılan sayısal analizlerde modifiye edilen modelin, konvansiyonel modele göre daha iyi olduğu (hem güç katsayısı – C_P, hem te tork değerlerinde), hem de modifiye edilen modeldeki girdap oluşumunun konvansiyonel modele göre daha az görüldüğü tespit edilmiştir. Tartuferi ve arkadaşları [13], konvansiyonelleşmiş Savonius kanat yapılarından elde edilen güç katsayısı değerlerini aşacağını düşündükleri airfoil kanat yapılı Savonius modellerini sayısal anlamda test etmişlerdir. Deneysel anlamda ise daha önce Marche Politeknik Üniversitesi'nde yapılmış deneylerin verileri ile kıyaslamışlardır. Yapılan testlerin, konvansiyonel Savonius modellerindeki güç katsayısı değerlerinden daha yüksek çıktığı tespit edilmiştir. Altan ve arkadaşları [14], standart Savonius modeline hem kanat uçlarına hem de modelin orta kısmına plakalar ekleyerek iki model oluşturmuşlardır ve bu modelleri 3 boyutlu yazıcılar ile üretip deneysel ve sayısal olarak testlerini yapmışlardır. Bu testler sonucunda kanat uçlarına eklenen modelin diğerine göre daha yüksek güç katsayısına sahip olduğu belirlenmiştir. Gül ve arkadaşları [15], konvansiyonel Savonius türbini kanatlarında performansını arttırmak amacıyla parçalı kanat profilleri kullanmışlardır. Ürettikleri 3 modelde önce parçalı olmayan konvansiyonel model, daha sonra yarı parçalı ve tam parçalı olarak üç kanatlı şekilde üretimi sağlanmıştır. Yapılan deneysel testler sonucunda momentlerin ölçümü de yapılmış olup tam parçalı modeldeki güç katsayısı 0.38 iken bu değer diğer modellere göre %40 a yakın bir iyileştirme olduğunu göstermişlerdir. Deneylerin validasyonunu sayısal simülasyonlarla desteklemişlerdir. Dominicus ve arkadaşları [16], konvansiyonel iki kanada sahip bir Savonius modelinin üst ve altına önce çeşitli boyutlarda ve şekillerde kapaklar yerleştirerek test etmişlerdir, daha sonra kanatların parçalanıp aralarındaki boşluk mesafesine göre deneysel ve sayısal analizler ile kıyaslamalar yapılmıştır. Yapılan analizlerde çeşitli sayıda örtüşme oranı (overlap ratio) da kullanılarak literatürü zenginleştirmişlerdir. Yapılan testler sonucunda en iyi güç katsayısı (C_P) değerini %10 örtüşme oranı, parçalı olarak 3 mm açıklığı bulunan kapaklı model 0.138 olarak tespit edilmiştir. Mohsen ve arkadaşları [17], modelin kanat üzerinde birleşik halde yarı dairesel kapakların, kanatları da içine alarak oluşturulmuş çeyrek küresel kapakların ve modelin üst-alt kısmına yerleştirilmiş tam dairesel kapakların iki kanada sahip konvansiyonel bir Savonius modelindeki performans değişimini sayısal olarak incelemek üzere analiz etmişlerdir. Test sırasında kapakların olmadığı senaryo da analize dahil edilmiştir. Yapılan testlerde kapaklı olan tüm durumlarda performansın arttığı gözlense de en iyi sonucu tam dairesel olan modelde gözlendiği sonuçlanmıştır. Tam dairesel modeldeki uç hız oranı (tip speed ratio – TSR) 1'den büyük olduğunda bile kapaksız modele göre daha yüksek güç katsayısı değeri elde edilmiştir. Hepsinden daha iyi sonuçlar vermesine rağmen tam dairesel kapaklı model, diğer modellere göre daha fazla sürtünmeye sahip model olduğu sonuçlanmıştır. Mandal ve arkadaşları [18], konvansiyonel iki kanada sahip bir Savonius modeline 2 farklı silindirik muhafaza ekleyerek negatif torkların düşürülmesini amaçlamışlardır. Bu muhafazaların modeli kaplama oranı birinci muhafazada modelin yarısını (cylindirical cowlings 1 – CC1), diğer muhafazada ise modelin %75'ini kaplayacak şekilde -açık kalan kısım rüzgârı ilk karşılayan bölgede kalacak şekilde ayarlanmıştır (cylindirical cowlings 2 – CC2)-tasarlamışlardır. Yapılan deneysel analiz sonucunda her ikisinde de modelin muhafazalı olmadığı duruma göre performansının daha iyi olduğu gözlenmiş olsa da, CC2 olan muhafaza ile yapılan testte daha yüksek sonuç tespit edilmiştir. Utku ve arkadaşları [19], konvansiyonel iki kanatlı bir Savonius modeline deneylerin literatürlerden elde edilmesinin yanı sıra, yapmış oldukları model çapına tanımlı olacak şekilde Reynolds sayıları kullanarak sayısal analizler de yapmışlardır. Yapılan analiz sonuçlarında Reynolds sayısı 4×10^6 olan analizde

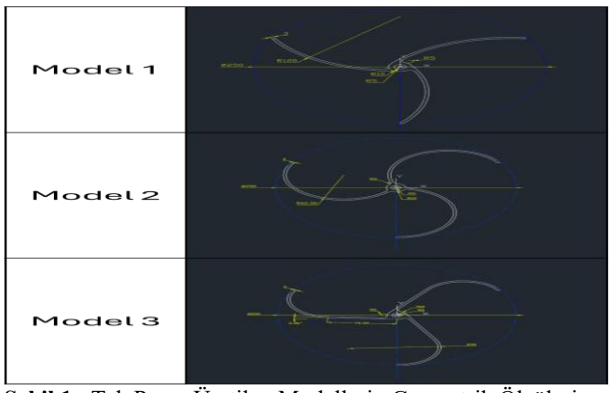
en yüksek güç katsayı değeri elde edilmiş olup değeri 0.27 olarak gözlemlemişlerdir. Ahmad ve arkadaşları [20], konvansiyonel bir Savonius modelinin 2 boyutlu ve 3 boyutlu olarak sayısal analizlerini yapıp karşılaştırmışlardır. Bu karşılaştırma sırasında uç hız oranı (TSR) cinsinden 0.2-1.2 aralığında 6 tür değerle ve 3 farklı akış hızında (3m/s, 5m/s, 7m/s) gerçekleştirilmiştir. 2 boyutlu olarak analizler modelin performansı hakkında iyi gözlemler yapılabilse de 3 boyutta bulunan modelin gerçek geometriyi içerdiği (yüksekliği de dahil ettiği için), dolayısıyla da deneysel analizlerden elde edilen verilere daha az hata ile yaklaştıkları gözlemlenmiştir. Bu kapsamda 3 boyutlu analizlerin ortalama hata oranı %4.13 iken bu 2 boyutlu yapılan analizlerde %10.34 olarak tespitine varılmıştır. Bu durum 2 boyutlu analizlerin 3 boyuttaki kadar hata oranı düşük olmamasına rağmen basitleştirilmiş geometride çözümün daha hızlı ve basit gösterimler için kullanabileceği vurgulanmıştır. Cemil [21], 2 boyutlu olarak yapmış olduğu sayısal simülasyonda S Şeklinde kanat yapısına sahip Savonius modelini ön bakış alanı 0.3 m^2 olacak şekilde tasarlamış, en boy oranı (aspect ratio – AR) ve örtüşme oranı (overlap ratio – OR) sabit bırakılarak sırası ile 0.848 ve 0.068 değerlerini almıştır. Ek olarak sabit bir şekilde 4 m/s hava akış hızı ile test etmiştir. Bu model Ansys programının içerisinde yer alan anıt Yüzeyi Optimizasyonu (Response Surface Optimization – RSO) kullanarak optimizasyonu sağlanmıştır. Bu metodlar ışığında aerodinamik verimi %22.19 olarak gözlenmiştir.

2.Materyal ve Metod

Gelişen teknoloji ile imalat yöntemleri de çeşitlenmiştir. 3 boyutlu yazıcıların popülerleşmesi sayesinde otomotiv, havacılık, tıp, küçük arge projeleri ve daha nice sektörlerde sıklıkla kullanılmaktadır [22]. Modellerin seçimi konusunda yapılmış çalışmalardan ilham alarak tasarlanmıştır. Bunların genel anlamda birleştirilip açıklandığı çalışmalar olsa da [1] detaylı bilgi verme konusunda yoksun durumda olmuşlardır. Seçilen geometrilerin ölçüleri öncelikle deneyin yapıldığı aerodinamik laboratuvarındaki test bölgesinin ölçülerinden yola çıkarak en-boy ölçüleri belirlenmiştir. Bu ölçüler blokaj oranı adını verdikleri oranla belirlenmiştir. Bazı kaynaklar test bölgesi alanının maksimum %20'si kadar olabileceği söylenmiştir [23]. Bu yüzden aşağıda yapılan hesapla önce blokaj oranı belirlenmiştir.

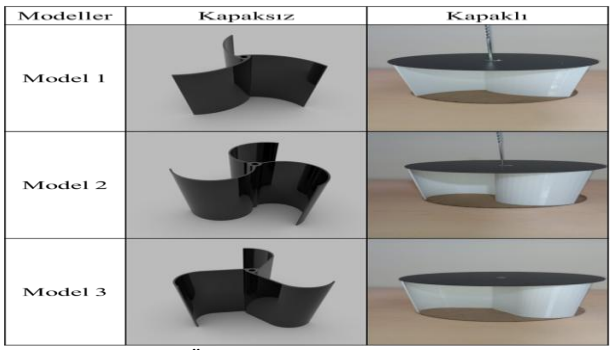
$$Blokaj\ Oranı\ (\%) = \frac{Türbin\ Ön\ Bakış\ Alanı\ (m^2)}{Test\ Bölgesi\ Alanı\ (m^2)} * 100 = \frac{0.25 * 0.25}{0.58 * 0.58} * 100 = \%\ 18.58$$

Seçilen modellerin en-boy oranı ise hem önceki yapılan bazı çalışmalarda kullanılan modellerin üretim zorlukları esasına göre [24] hem de verimlerinin diğerlerine göre etkileri incelenerek en boy oranının 1 olması gerektiği kararlaştırılmıştır. Bu kapsamda modellerin geometrik ölçüleri aşağıdaki şekillerde mm değerinde gösterilmiştir.



Şekil 1. Tek Parça Üretilen Modellerin Geometrik Ölçüleri

Ayrıca deneylerin kapaklı ve kapakları olmadan yapıldığı düşünülürse bu iki durumun da gösterimim çalışmanın daha kolay anlaşılabilmesine yardımcı olacaktır. Bu kapsamda modellerin aşağıda kapaklı ve kapaksız olarak gösterimleri yer almaktadır. Kullanılan kapakların modellerdeki çapa oranı da yine yukarıda belirtilen koşullar nedeniyle 1 olarak alınarak 25 cm şeklinde belirlenmiştir. Ayrıca kullanılan kapakların hafif olması ve deneyler esnasında yıpranmanın en az olması gerektiğinden MDF olarak malzemesi seçilmiştir.

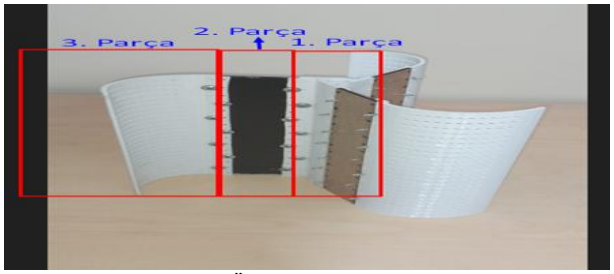


Şekil 2. Tek Parça Üretilen Modellerin Kapaklı ve Kapaksız Olarak Gösterimi

Üretilen modellerin deneyleri yapılıp ilgili sayısal analizleri yapıldığında (burası ilerideki bölümlerde daha detaylı açıklanmıştır) model 3'ün diğer modellere göre hem kapaksız hem de kapaklı olarak daha verimli olduğu anlaşıldığından, model 3'teki bu verim artışından faydalanıp hakkında daha fazla araştırma yapmak adına kanat uçlarında gözenekler ekleyerek bu durumun verimini nasıl etkilediği de deneysel olarak araştırılmıştır.

Model 3 için üzerinde daha fazla ekleme yapabilmek adına parçalara ayrılmıştır. Buradaki durum sadece kanat ucunda değişiklikler yaparak verimin nasıl etkilendiğini ölçmek olduğundan direkt modeli yekpare olarak (tek parça halinde) şeklinde üretimi yapıldığında hem zaman hem de para kaybı olduğu göz önüne alınmıştır. Parça kanatlı modellerin analizleri daha önce literatürde mevcut olduğundan bu parçaları birleştirmek için çeşitli yollara gidilmiştir. Yapılan denemeler arasında en basit ve kolay olan çözüm her ne kadar aerodinamik açısından dezavantaj olsa da ve parçaların önlerinde bir tür şeritle vidalama yapılmasına karar verilmiştir.

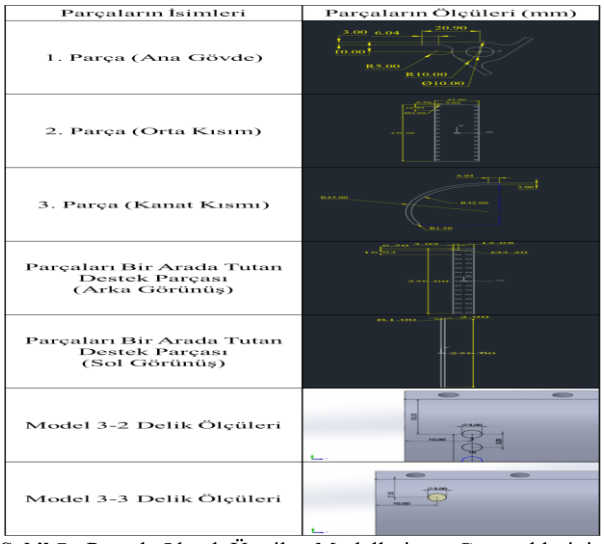
Yapılan testlerde önceki yekpare modellerde olduğu gibi kapaklı ve kapaksız durumları da incelenmiştir. Eklenen 2 çeşit gözenek kanat geometrisine olabilecek en fazla şekilde olmasına karar kılınarak ve simetriye dayalı yerleşim uygulanmıştır. Bir tanesi kanat içerisine düz olarak gözenek eklenen modeldeki kanatta 11 delik ve diğeri de kanadın eğrisi boyunca yerleştirilen eğri şekilde gözenekleri olan modelde ise 10 delik mevcuttur. Ayrıca kanatta gözenek olmadığı ama parçalı olduğu durumun da gözenekli olan modellere göre verimden nasıl etkilendiği de araştırılarak aralarındaki fark da gözlemlenmiştir. Bu kapsamda aşağıda parçalanmış model 3'ün isimlendirmelerini, modellerin kapaklı ve kapaksız görünümlerini, parçaların geometrik ölçülerini ve kullanılan vidaların modeldeki yerleşimini içeren fotoğraflar gösterilmiştir.



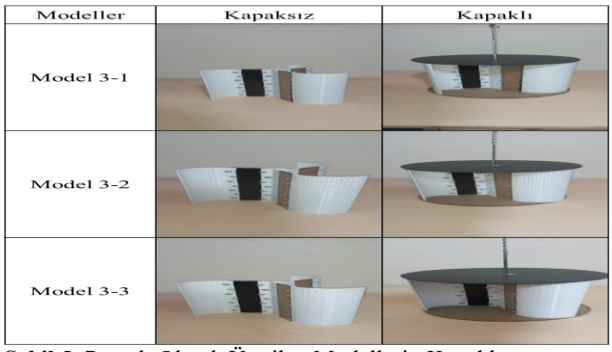
Şekil 3. Parçalı Olarak Üretilen Modellerin Bölgeleri



Şekil 4. Parçaları Birleştirmek İçin Kullanılan Vidaların Pozisyonları



Şekil 5. Parçalı Olarak Üretilen Modellerin ve Gözeneklerinin Geometrik Ölçüleri



Şekil 6. Parçalı Olarak Üretilen Modellerin Kapaklı ve Kapaksız Olarak Gösterimi

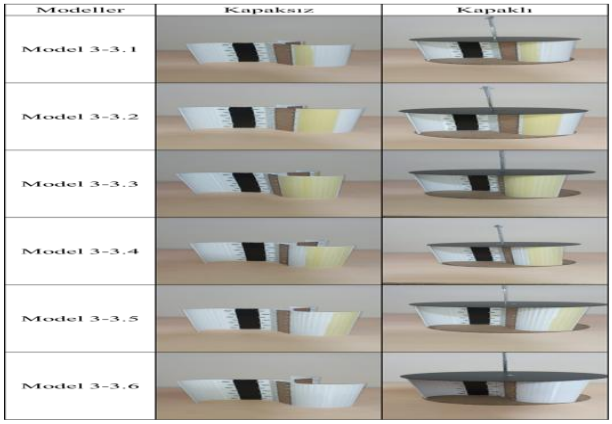
Model 3'ün parçalanarak yekpare (tek parça olarak üretilmiş) olmasına karşın ileride bahsedilecek nedenlerden dolayı araştırma kapsamını bir miktar daha genişletmek ihtiyaç haline gelmiştir. Burada gözeneklerin kullanımı ile ilgili testler yapılsa da gözeneklerin hangi bölgesinin gerçekte verimi arttırmaya yardımcı olduğunu bulmak için gözeneklerin belli bir sırayı takip edip içeriden dışarıya ve dışarıdan içeriye doğru kapatılarak tespitinin yapılmasına karar verilmiştir. Ancak model 3-2'nin ileride de yorumlandığı üzere veri sonuçları normalden de düşük çıktığı için dikkate alınmayarak sadece model 3-3 için böyle bir şey denenmiştir.

Ayrıca yine ileride daha detaylı bahsedilecek olsa da söz konusu modellerin üretimi olduğuna açıklanması gereken detaylar arasında yer alan model 3-3 zamanla akış hızları arttığında daha da düzgün bir şekilde grafiği tıpkı model 3-1'de olduğu gibi gösterilebilmektedir. Diğer deneylerde olduğu gibi bu kısımda da modeller kapaklı ve kapaksız olarak deneyleri yapılmıştır. Model 3-3'de bu deney için oldukça fazla isimlendirme yapılacağı için

aşağıda gözeneklerin kapatılıp açılmasıyla oluşan karmaşıklığı gidermek adına örnek şekiller ile birlikte yeni isimlendirmeleri de içeren şekiller bulunmaktadır. Resimlerdeki kırmızı kutucuk orada bulunan gözeneklerin geçici olarak kapatıldığını göstermektedir. Sağa doğru ilerlendiğinde modellerin uç noktasına çıkmaktadır.



Şekil 7. Bantla Kaplanmış Modellerin İsimlendirilmesi



Şekil 8. Bantlanmış Modellerin Kapaklı ve Kapaksız Olarak Gösterimi

Aşağıdaki tabloda tek parça olarak üretilen modellerin baskı parametreleri bulunmaktadır.

Tablo 1. Tek Parça Olarak Üretilen Modellerin Baskı Parametreleri

Modeller	Kullanılan Filament	Nozzle Sıcaklığı	Tabla Sıcaklığı	Katman Kalınlığı	Baskı Hızı	Baskı Geometrisi	Adet Ağırlıkları (gr)	Doluluk Oranı	Baskı Süresi (Saat)
Model 1	Filamix Pla-Plus	210 °C	65 °C	0.28 mm	80 mm/s	Gyroid	359	%48	32.47
Model 2							361	%10	26.25
Model 3							358	%26	28.16

Daha sonra deneylerdeki araştırma yoğunluğunu tamamlamak adına yapılan ek deneyler için üretilen modellerin ve bu modellerde kullanılan ek parçalarının bilgilerini içeren baskı parametreleri yer almaktadır.

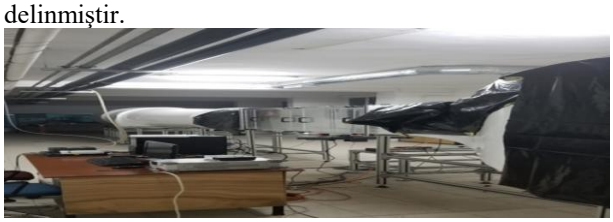
Tablo 2. Parçalı Olarak ve sonrasında Bantlanmış Modellerin ve Parçalarının Baskı Parametreleri

Modeller ve Parçalar	Kullanılan Filament	Nozzle Sıcaklığı	Tabla Sıcaklığı	Katman Kalınlığı	Baskı Hızı	Baskı Geometrisi	Adet Ağırlıkları (gr)	Doluluk Oranı	Baskı Süresi (Saat)
Model 3-1	Filamix Pla-Plus	210 °C	65 °C	0.28 mm	80 mm/s	Gyroid	436.64	%30	5.42
Model 3-2							430.64	%30	7.43
Model 3-3							430.64	%30	7.18
Model 3-3.1							430.64		
Model 3-3.2							430.64		
Model 3-3.3							430.64		
Model 3-3.4							430.64		
Model 3-3.5							430.64		
Model 3-3.6							430.64		
Ana Gövde							83	%40	7.57
Deliksiz Kanat Parçası -- Model 3-1 (3 adet kullanıldı)							68		
Düz Gözenekli Kanat Parçası -- Model 3-2 (3 adet kullanıldı)							66		
Eğri Gözenekli Kanat Parçası -- Model 3-3 (3 adet kullanıldı)							66		
Destek Parçası (3 adet kullanıldı)							8	%30	0.42
Mdf Plak	3 Adet Kullanıldı						24.8		
Vida	3.9 mm pul başlı vida - 42 Adet Kullanıldı						1.22		

3.Bulgular ve Tartışma

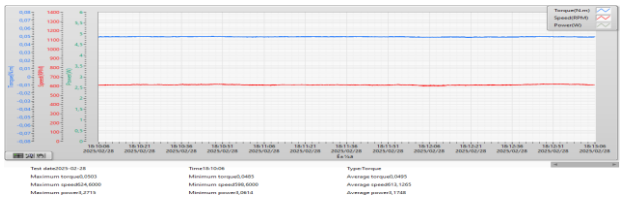
3.1 Deneysel Analiz

Başta rüzgâr türbinleri olmak üzere havacılıkta kullanılan birçok elemanın testleri rüzgâr tünellerinde gerçekleşmektedir. Rüzgâr tünelleri içerisindeki donanımlar sayesinde hem üzerlerinden geçen akışların görsel kontrolleri sağlanabilir, hem de deneylerden elde edilen verilerin grafik görünümleri dahil olmak üzere birçok farklı şekilde veriler alınabilmektedir. Rüzgâr tünelinde bulunan test odalarına ilgili numune parça belirli bir ölçekte boyutlandırılarak yerleştirilmektedir. Bu sayede gerçek boyutlarında imal edilmesi, onun için ayarlanan test sahasının büyüklüğü, bunun sonucunda oluşturulan tasarım maliyetleri de indirgenmiş olmaktadır. Erciyes Üniversitesi'nde yapılan deneyde kullanılan rüzgâr tüneli 'Ses Altı Rüzgâr Türbini' kategorisinde yer almaktadır. Çalışmada kullanılan deney düzeneği, daha önce farklı amaçlarla da kullanılmış ve benzer aerodinamik analizlerde değerlendirilmiştir [25, 26]. Tünelin test giriş bölgesi ve çıkış bölge uzunlukları kare şeklindedir ve kesit uzunlukları sırasıyla 0.57 m x 0.57 m ve 0.59 m x 0.59 m olarak, uzunluğu ise 1.8 m belirlenmiştir. Çalışma aralığı 3 m/s - 33 m/s aralığındadır ve ilgili test hızının kontrolü bir kumanda aracılığıyla sağlanmaktadır. Test bölgesi pleksiden yapılmış olduğundan hem dikey akış kontrolü hem de yatay akış kontrolü yapılan deneyler için uygundur. Deneylerin türüne göre ilgili deneyler için delikler delinmiştir.



Şekil 9. Rüzgâr Tüneli Görünümü
(Erciyes Üniversitesi Havacılık ve Uzay Bilimleri Fakültesi Aerodinamik Laboratuvarı)

Deneyin yapılışı genel anlamda ilgili modelin bir çubukla bağlanması sonrasında test bölgesinde ilgili deliklere yerleştirilir. Daha sonra ilgili kapak kapatılır ve ilgili hızın ayarlanması için kumanda çalıştırılır. Kumandanın istenilen hıza göre ayarının içerdiği bir tablo laboratuvarda hazır olarak bulunmaktadır. İlgili tablodan istenilen hız için gereken kumanda değeri öğrenilir ve hızın ayarlanması tamamlanır. Daha sonra model dönmeye başladığında çubuğun bir tarafına bağlanmış olan torkmetre hem dönüş hızını rpm cinsinden hem de tork değerini Nm biriminden göstermeye başlar. Bununla birlikte aşağıda torkmetreye bağlanmış bir motor ayrı bir kablo aracılığı ile yük cihazına bağlanır ve yük cihazının okuma ekranında ilgili hıza, devre ve torka bağlı üretilen elektriksel gücün, buna bağlı olarak da akımın, gerilimin ve direncin de hesabı görüntülenir. Buna ek olarak torkmetrede bulunan kabloyu bir bilgisayara bağlayarak, torkmetrenin üreticisi tarafından hazırlanan bir programdan anlık biçimde zamana bağlı torkun hareketini periyodik olarak daha hassas bir şekilde bilgisi okunup çıktısı alınabilmektedir. Yük cihazına daha sonra belirlenmiş bir yük aralığı ile örneğin 0,25 Volt şeklinde serbest yükten düşülerek ilgili tork ve devir sayısı kayda alınır. Cihazın okuma sınırı 0.1 Volt olduğu için orada deney sonlanmaktadır.



Şekil 10. Kullanılan Torkmetredeki Programdan Alınan Ölçüm Örneği

Deneylerin çıktılarında kullanılan formüller aşağıda gösterilmiştir.

Türbin Ön Bakış Alanı (m^2) ,

$$\boldsymbol{A_{\text{Ön Bakış}} = H_{Rotor} * D_{Rotor}} \quad (1)$$

Türbinin Mekanik Gücü (W),

$$\boldsymbol{P_{Türbin} = (T_{Türbin} * \omega_{Türbin})} \quad (2)$$

Rüzgâr Gücü (W),

$$\boldsymbol{P_{Rüzgar} = \frac{\rho_{Hava} * A_{\text{Ön Bakış}} * V_{Rüzgar}^{3}}{2}} \quad (3)$$

Uç Hız Oranı (Tip Speed Ratio),

$$\boldsymbol{TSR = \frac{\omega_{Türbin} * R_{Rotor}}{v_{Rüzgar}}} \quad (4)$$

Güç Katsayısı (Coefficient Of Power),

$$C_p = \frac{P_{Türbin}}{P_{Rüzgar}} \quad (5)$$

Blokaj Oranı,

$$Blokaj\ Oranı\ (\%) = \frac{Türbin\ Ön\ Bakış\ Alanı\ (m^2)}{Test\ Bölgesi\ Alanı\ (m^2)} * 100 \quad (6)$$

Düzeltme Katsayısı,

$$Düzletme\ Katsayısı = K_D = \frac{İlgili\ Hızdaki\ Deneysel\ Tork\ Değeri}{İlgili\ Hızdaki\ Sayısal\ Tork\ Değeri} = \frac{T_{Deneysel}}{T_{Sayısal}} \quad (7)$$

Ortalama Düzeltme Katsayısı,

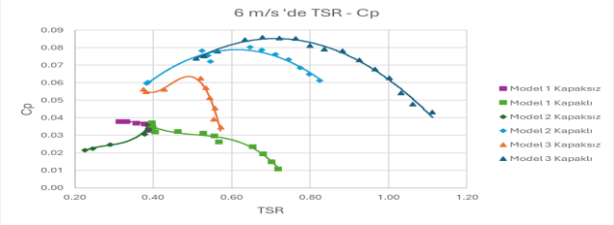
$$Ortalama\ Düzeltme\ Katsayısı = K_{D,ort} = \frac{\sum_{i=1}^{n} K_{D_i}}{n} \quad (8)$$

Yeniden Hesaplanan Sayısal Tork Değeri (Nm),

$$Yeni\ Sayısal\ Tork\ Değeri = T_{Sayısal,yeni} = T_{Sayısal,eski} * K_{D,ort} \quad (9)$$

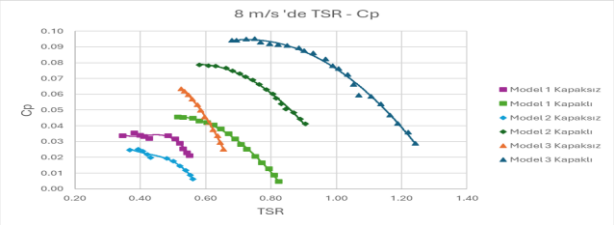
Seçilen geometrilere bağlı üretilen modeller önce deneysel ardından da sayısal analizleri yapılmıştır. Deneysel olarak sırası ile 6, 8 ve 10 m/s'lik hava hızlarında önce kapakları olmadan ardından da kapaklı şekillerde yapılmıştır. Tüm modellerin kapaklı durumları kapaksız oldukları zamandan daha verimli olduğu tespit edilmesiyle de beraber [24], aşağıda öncelikle yekpare modellerin deneylerinin sonuçları yorumlanmıştır.

6 m/s akış hızında model 1'in kapaklı olarak yapılmış test sonucu kapaksız durumuna göre kullanım aralığı bakımından gelişmiş olsa da son değerleri bakımından kapaksız durumu ile yakın sonuçlar elde edilmiştir. Model 2'de ise bu aralık yakın olmamakla birlikte genel kanıya en yakın sonucu yani kapaklı olarak test edilen modellerin kapaksız olarak test edilen modellerden daha verimli olduğu sonucu ortaya çıkmaktadır. Bu durum model 3'te de tıpkı model 2'de olduğu gibi kapaklı olarak test yapılan modelin kapaksız olarak test yapılan model karşısında daha verimli olduğu tespit edilmiştir. Kapaksız olarak birbirleri ile güç katsayısı değerleri bakımından karşılaştırma yapılırsa sırası ile model 3, ardından model 1 ve model 2 gelmektedir. Kapaklı durumda ise sırası ile model 3, ardından model 2 ve model 1 gelmektedir. Modeller arasında kapaklı-kapaksız durumunda grafikteki en stabil model olan model 3 olarak görülmektedir. Model 1 ise kapaklı durumda olmasına rağmen ne model 2'yi ne de model 3'ün kapaksız olduğu durumdaki güç katsayı değerlerini geçememiş olması (uç hız oranları bakımından ileride olmasına rağmen) ilgi çekici bir tespit olmaktadır.



Şekil 11. 6 m/s 'de Yekpare Modellerin TSR-Cp Grafiği

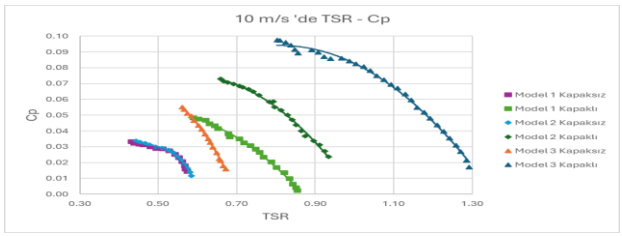
8 m/s akış hızındaki grafikte modellerin güç katsayı değerleri 6 m/s 'deki durumlarına göre daha iyi duruma gelmiştir. Genel anlamda yine model 3'ün hem kapaklı hem de kapaksız olarak diğer modellerden daha iyi olduğu gözlemlenmektedir. Ancak 6 m/s'deki verilerden farkları ise daha eğrilerin kararlı bir şekilde gözlemleniyor olmasıdır. Kapaksız olarak modelleri güç katsayı değerleri bakımından en yüksekten en düşüğe doğru sırası ile model 3, model 1 ve model 2 olarak takip etmektedir. Kapaklı durumda ise sırası ile model 3, model 2 ve model 1 şeklinde gözlemlenmiştir. Burada dikkat edilmesi gereken tespitler ilk olarak modellerdeki veriler 6 m/s'de daha yakınlarda tespiti yapılmış olsa da bu grafikte o kadar yakınlık gözlemlenmemiştir. Diğer bir tespit ise model 1'in kapaklı olduğu durum model 3'ün kapaksız olduğu durumdan daha düşük güç katsayısı elde etmiş olmasıdır. Halbuki bu durum uç hız oranları bakımından model 1'in kapaklı olduğu durumun daha iyi olmasına rağmen gözlemlenmesi de 6 m/s'deki duruma benzer bir olay ortaya çıkmıştır.



Şekil 12. 8 m/s 'de Yekpare Modellerin TSR-Cp Grafiği

10 m/s akış hızındaki grafikte ise durumlar biraz daha ilginçleşmektedir. Grafikteki tüm veriler diğerler hızlardaki elde ettikleri verilerden daha kararlı olmakla birlikte verilerin kullanım aralıkları da önemli ölçütte artmıştır. Model 1 ve model 2'nin kapaksız olduğu durumdaki yapılan testlerde değerler neredeyse eşit olarak gözlemlenmiştir. Bu duruma ek olarak söylenmelidir ki herhangi bir değerde anormallik tespiti halinde test tekrar edilmiş olup sonuçlar tekrardan gözlemlenmiştir. Bu sefer de 8m/s'deki durumda olduğu gibi model 1'in kapaklı durumu model 3'ün kapaksız durumundan daha düşük güç katsayı değerleri elde ettiği tespit edilmiştir. Bu da model 3'ün diğer modellere göre daha verimli olduğu sonucu rahatlıkla çıkarılabilir. Modellerdeki yakınlık biraz daha 6 m/s'deki grafikte olduğu gibi görünmüştür. Model 2 ve model 3'ün kapaklı olduğu durumlar diğer tüm durumları oldukça geride bırakmakta olup, özellikle model 3'ün kapaklı durumu diğer hiçbir modelin ve kendi 8 m/s'deki değerlerinden biraz farkla olabileceği en yüksek verimlere ve uç hız oranlarına sahip durum olarak tespiti yapılmıştır.

Bu durum aynı zamanda kullanım aralığı bakımından da en iyi modelin model 3 olduğu sonucuna rahatlıkla ulaşılabildiği varılmıştır. Yine de bir karşılaştırma yapacak olursak modellerdeki güç katsayısı bakımından kapaklı olarak yüksekten düşüğe doğru sırası ile model 3, model 2 ve model 1 olarak sıralanabilmekte beraber kapaksız olarak sırası ile model 3, az bir farkla model 2 ve model 1 olarak sonuçlanmıştır.

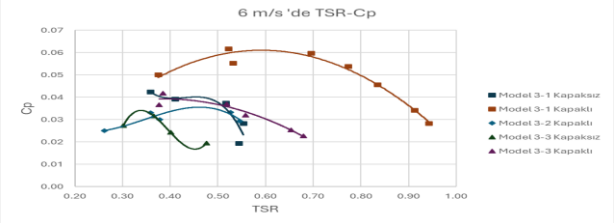


Şekil 13. 10 m/s 'de Yekpare Modellerin TSR-Cp Grafiği

Daha önce bahsedildiği gibi 3 adet yekpare olarak üretilmiş modellerden hem kapaklı hem de kapaksız durum için yapılmış deneysel analiz sonuçlardan açık ara en iyi sonuçları veren model 3'ün verimini geliştirme üzerine yapılan denemeler için yukarıda bahsedildiği şekilde modeldeki kanat uçlarında yapılan değişikler ile deneysel testleri yapılmıştır. Yapılan testlerde tıpkı yukarıdaki yekpare modellerdeki gibi 6 m/s, 8 m/s ve 10 m/s hava hızlarında testleri yapılmış olup çıkan sonuçlar aşağıda gösterilmiştir.

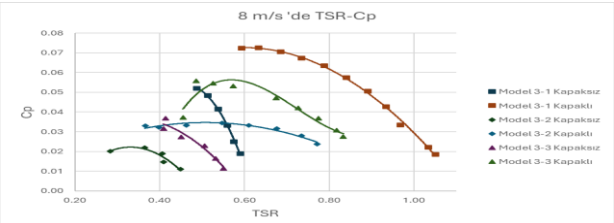
6 m/s için, model 3-1 için hem kapaklı hem de kapaksız olarak yapılan deneylerden en iyi sonuçları vermekle birlikte kapaklı olan durumda ortaya çıkan grafiği diğer modeller içerisinde en kararlısı olmuştur. Model 3-2'nin kapaksız olarak test yapıldığında herhangi bir şekilde dönüşü olmadığından verisi çıkarılamamıştır. Model 3-3'ün kapaksız grafiği diğer modellere göre hem veri sayısı bakımından hem de genel görüntü olarak oldukça geride kalmıştır. Deneylerde elde edilen verinin fazla olması, çizilen grafiğin de görüntüsünü düzelttiği gibi bunun sonucunda daha ön görülebilir yani kararlı denilebilecek bir eğri oluşmasını sağlamaktadır. Model 3-2'nin kapaklı grafiği ise diğerlerine göre hatta bazı yerlerde model 3-3'ün kapaksız grafiğinden bile daha düşük sonuçlar vermiştir. Bu kapsamda model 3-2'nin verimsizliği bu hızda gözlemlenmiştir. Model 3-3'ün kapaklı grafiği ise model 3-1'in kapaksız grafiğine yüksek değerler cinsinden yakın bir yerde bulunmaktadır. Özetlemek gerekirse bu grafikte genel anlamda en iyi

sonuçları model 3-1 vermektedir. Daha sonrasında verim olarak kapaklı durumda olsalar bile oldukça geri kalarak model 3-3 gelmektedir. Ardından kapaksız olarak dönmesi sağlanamamış ve kapaklı olarak deneylerde kayda değer bir sonuç alamamış olan model 3-2 bulunmaktadır.



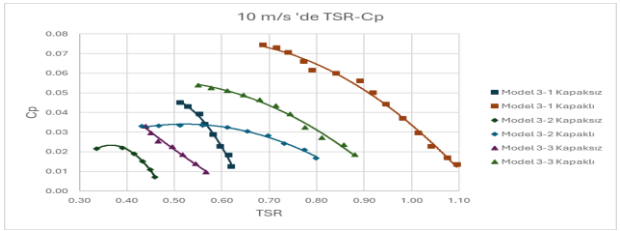
Şekil 14. 6 m/s 'de Parçalı Modellerin TSR-Cp Grafiği

8 m/s için ise genel olarak hıza bağlı belirli uç hız noktalarında ve güç katsayısı olarak bütün modellerde genel bir verim artışı gözlenmiştir. Verimi düşük olan modellerde bile bazı noktalar hariç o kadar da birbirine yakın olmadıkları tespit edilmiştir. En yüksek değerleri yine model 3-1'in kapaklı grafiği olurken en düşük olarak model 3-2'nin kapaksız grafiği yer almıştır. Model 3-1'in kapaksız grafiği kapaklı grafiğine genel olarak şekil bakımından benzeyerek verim farkını ortaya koymuş olmakla birlikte hem kapaklı hem de kapaksız durumdaki eğrilerin kararlılıkları gözlemlenmiştir. Kapaksız olarak bulunduğu konum Model 3-2'nin kapaklı grafiğinin de üstüne çıkmakta hatta az da olsa birkaç yerde model 3-3'ün kapaklı grafiğini de geçmektedir. Bu akış hızında bile model 3-2'nin diğer modellere göre verimsizliği dikkat çekmektedir. Model 3-3'te ise kapaklı grafiği model 3-1'in kapaklı grafiğine daha da yaklaşmıştır. Model 3-3'ün kapaklı ve kapaksız grafik uyumlulukları model 3-1'deki kadar olmasa da akış hızının artması grafik uyumluğunu pozitif olarak etkilemiştir. Bunun olması ileride sayısal analizlerle birlikte verinin doğrulaması için oldukça önem arz etmektedir. Çünkü verilerde organik bir büyüme yoksa modellerde yapılan montaj hatası veya deneylerdeki yanlış okumalar nedeniyle düzeltme katsayılarında büyük sapmalara yol açabilmektedir.



Şekil 15. 8 m/s 'de Parçalı Modellerin TSR-Cp Grafiği

10 m/s için modellerin genel görünümü 8 m/s'dekine oldukça benzemektedir. Model 3-1'in yine diğerlerine göre daha iyi konumda olduğu görülmektedir. Model 3-1'in hem kapaklı olarak hem de kapaksız olarak grafikleri yine uyumlu görülmektedir. Model 3-2 ise diğer modellere kıyasla hala geride olmaktadır. Bu da verimsizliğini açıkça göstermiştir. Bununla birlikte kanat uçlarına eklenilen düz deliklerin model için oldukça verimsiz olduğu kanıtlanmıştır. Model 3-3'ün hem 6 m/s hem de 8 m/s 'deki verilerine göre kapaklı ve kapaksız grafiklerin oldukça uyumlu olduğu gösterilmiştir. Model 3-3'ün eğri gözenekleri verimi genel anlamda düşürse de model 3-2'deki kadar olmadığı tespit edilmiştir.

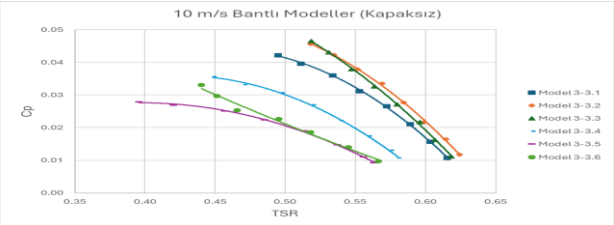


Şekil 16. 10 m/s 'de Parçalı Modellerin TSR-Cp Grafiği

Buna bağlı olarak modellerin parçalanması ve deliklerin varlığı verimi genel anlamda düşürmüştür. Buradaki önemli faktörün bir deneme olduğu ve bir sonraki olası model üretimlerinde modellerin büyük ihtimalle yekpare üretilip testinin yapılabilmesine daha sıcak bakılmaktadır.

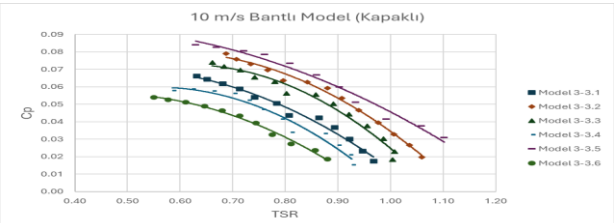
Daha önceden de bahsedildiği üzere model 3'ün parçalanarak yekpare modellerde olduğu gibi farklı hızlarda deneyleri yapılsa da çıkan sonuçlarda eksik kısımların bulunduğu gerçeğini değiştirmemektedir. Model 3 için uygulanan gözenekler tamamen açık halde gözeneksiz bir model olan model 3-1 ile karşılaştırılmış olup sonuçta gözeneklerin modeller üzerinde genel anlamda verim düşüklüğüne neden olduğu sonucuna varılmıştır. Ancak eğer gözenekler belli bir sırayı takip ederek içeriden dışarıya ve dışarıdan içeriye doğru kapatılırsa sonuçlarda bir değişikliğe neden olup olmadığının incelenmesi gerekmektedir. Bu kapsamda model 3-2'nin veri sonuçları diğer modellere kıyasla oldukça düşük çıktığı için sadece model 3-3 için bu deney yapılmıştır. Ayrıca model 3-3'ün zamanla akış hızları arttığında daha da düzgün bir şekilde grafiği tıpkı model 3-1'de olduğu gibi gösterilebilmektedir. Bu kapsamda sadece gözlem amaçlı deneylerinin yapılması ve her hızda testlerin tekrar edilmesi oldukça vakit alacağından ve hızların artışından kaynaklı verim artışı gözlense de ana faktörün gözeneklerin kapatılması ve bu kapsamda verim artışının olup olmayacağı konusu olduğundan ulaşılabilecek tahmini en iyi durumun 10 m/s için olduğu kararlaştırılmış olup, ilgili akış hızında kapaklı ve kapaksız olarak deneyler yapılmıştır. Kapaksız olarak testleri yapıldığında göze çarpan

noktalar ilk 3 model ki bunlar model 3-3.2, model 3-3.3 ve model 3-3.1 deneylerin başlangıçlarında birbirlerine oldukça yakın değerler elde etmişler ve en yüksek modeller olarak karşımıza çıkmıştır. Ondan sonrasında biraz daha fark göstermiş olan model 3-3.4 yer alırken son sıralarda ise model 3-3.6 ve model 3-3.5 yer almaktadır. Normalde bu hızda model 3-3'ün kapaksız olarak yapıldığından daha yüksek sonuçlar elde eden modeller tespit edilmiştir. Ayrıca modellerin grafikteki dağılımları da oldukça iyi olarak karşımıza çıkmıştır. Bu da bize modellerdeki gözeneklerin kapatılmasının verimi bazı noktalarda model 3-1'i de geçerek arttığı şekilde yorumlanabilmektedir. Burada ek olarak modellerin iç kısımlara yani modellerdeki gövdeye doğru doğru kapatılması, uç kısımların kapatılmasından daha yüksek değerler elde edilmesi sebep olduğu sonucuna varılabilmektedir.



Şekil 17. 10 m/s 'de Kapaksız Bantlı Modellerin TSR-Cp Grafiği

Kapaklı olarak yapılanlarda grafikteki eğrilerin kapaksız olanla kıyasla verilen eğriye uyumu artmıştır. Ayrıca modellerden bazılarının elde edilen değerler, model 3-1'in bile bu hızda elde edemediği değerlere rahatlıkla çıkabildiğini göstermektedir. Genel görünüm itibari ile en yüksek değerlere model 3-3.5 sahip iken en düşük değerlere model 3-3.6 sahiptir. Modellerin kapaksız olarak yapılan testlerdeki güç katsayısı bakımından yapılan sıralamada bir istisnai model dışında değişmemiştir. İstisna olan model 3-3.5 kapaksızlarda yapılan deneyde en sonda yer alırken kapaklı olarak yapıldığında en üst noktaya çıkarak neredeyse 2 katından bile daha fazla güç katsayısı üretmiştir.

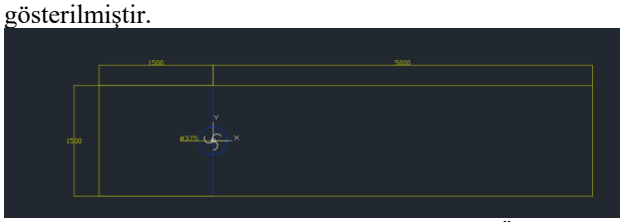


Şekil 18. 10 m/s 'de Kapaklı Bantlı Modellerin TSR-Cp Grafiği

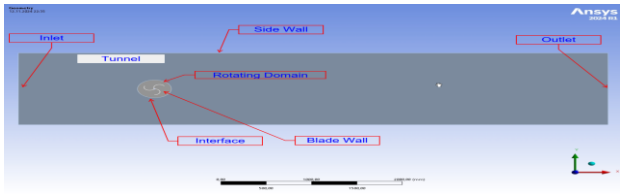
Bu kapsamda istisna dışında kanatların ana gövdeye yakın olan gözeneklerin kapatılması ve kapaklı olarak kullanılması genel verimlerini arttırmıştır.

3.2 Sayısal Analiz

Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği ya da literatürdeki adıyla CFD (Computational Fluid Dynamics), sonlu elemanlar yöntemini de kullanarak geometride daha önce çeşitli akış problemleri için oluşturulmuş denklemler ile sayısal anlamda çözümlemeler yapar. Bu çözümlerden elde edilen verileri, literatürdeki verilerle doğrulayarak gerçekte belki de çok daha maliyetli olacak deneyleri bir bilgisayar programı ile çözüme kavuşturmak mümkün olmuştur. Akışkanlar için kullanılan simülasyon programları piyasada lisanslı ya da açık kaynak olarak bulunmaktadır. Buradaki önemli faktör yekpare olarak üretilen modellerin kanatlarının helisel olmaması üzerine 2 boyutlu analiz yapılmasına olanak sağlamış olsa da hem bilgisayar gücü ve diğer teknik imkanların dikkate alınması hem de çözüm zamanı olarak 2 boyutlu analizlerin 3 boyutlu analizlerden daha kısa zamanda sonuçlanması sayısal çözüm seçeneklerini sınırlamıştır. Ancak bunun artısı ise kalan zamanda azalan sayısal çözümlerdeki incelemelerin artması sayesinde 3 adet yekpare olarak üretilmiş modellerden birinin dikkatle seçilip onun deneysel olarak kanat yapılarındaki modifikasyonlarının çeşitlenmesine ve performans değişiminin daha kolay incelenmesine imkân oluşmuştur. Yukarıda yer alan kriterler ve genel analiz yöntemlerine başvurarak deneysel olarak elde edilen ve aynı hava akış hızına (burada akış hızı olarak 10 m/s seçilmiştir) ve oldukça yakın uç hız oranlarına sahip devir sayıların kullanımıyla öncelikle aşağıda yer alacak şekilde literatürde uygun şekilde [27] rüzgâr tüneli oluşturulup, ardından ilgili kısımlara adlandırmalar yapılarak analizlerin bölgeleri tanımlanmış ve aşağıdaki gibi grafikler ortaya çıkmıştır. Aşağıdaki grafiklerde her bir denemedeki ağ (mesh) kriterler değerleri, eleman ve düğüm sayıları ve analiz sonucunda elde edilen tork değerleri ile çizilen grafikler bulunmaktadır. Aşağıda gösterilen tünel boyutları ve ilgili kısımlar mm biriminde gösterilmiştir.



Şekil 19. Analizlerde Kullanılan Rüzgâr Tünel Ölçüleri



Şekil 20. Sayısal Analizde Kullanılan Tanımlamalar

Tablo 3. Mesh Bağımsızlığı Kalite Değerleri

Mesh Bağımsızlığı Kalite Değerleri										
Kalite Kriterleri	Denemeler	Model 1			Model 2			Model 3		
		Min	Max	Ort	Min	Max	Ort	Min	Max	Ort
Element Quality	1. Deneme	0.180360	0.999930	0.864100	0.173400	0.999970	0.845750	0.182170	0.999470	0.859150
	2. Deneme	0.077135	0.999790	0.870220	0.073918	0.999470	0.841600	0.077899	0.999470	0.855330
	3. Deneme	0.031446	0.999980	0.924240	0.030090	0.999930	0.915570	0.031758	0.999970	0.920810
Skewness	1. Deneme	1.31E-10	0.677350	0.070551	1.31E-10	0.762560	0.068141	1.31E-10	0.682250	0.061681
	2. Deneme	1.31E-10	0.653600	0.049747	1.31E-10	0.686900	0.051983	1.31E-10	0.653250	0.048594
	3. Deneme	1.31E-10	0.595100	0.042166	1.31E-10	0.656190	0.037312	1.31E-10	0.660900	0.037935
Orthagonal Quality	1. Deneme	0.533240	1	0.985880	0.546580	1	0.989020	0.643540	1	0.989550
	2. Deneme	0.588130	1	0.990620	0.594790	1	0.991590	0.583450	1	0.991590
	3. Deneme	0.394310	1	0.992460	0.404950	1	0.994740	0.385970	1	0.994350
Düğüm Sayısı	1. Deneme	66134			72234			68505		
	2. Deneme	131111			140522			134832		
	3. Deneme	497258			515318			502473		
Eleman Sayısı	1. Deneme	64726			70508			66959		
	2. Deneme	129367			138477			132941		
	3. Deneme	494388			512131			499496		

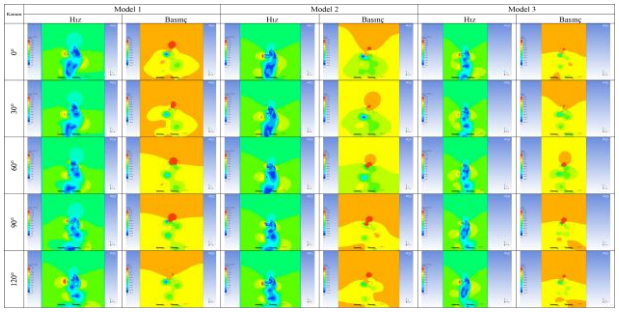
Bu tork değerleri açısal konuma bağlı değişmekte olup genel sayısal değerlendirme modellerin dokuzuncu turda alınan veriler ile yorumlanmıştır. Buradaki mesh bağımsızlığında ise her bir deneme sekizinci turdaki verilerin karşılaştırılması ile oluşturulmuştur. Yapılan denemeler sonucunda hem zamansal olarak hem de açısal olarak elde edilen torklar arasındaki yüzdesel farkın ortalaması dikkate alındığında aralarındaki en uygun deneme olarak ikinci denemeler esas alınıp, kalan analizlerin modellemeleri bu şekilde devam edilerek sonuca varılmıştır.

Mesh bağımsızlığı sonrası devam edilip sonuçlandırılan analizlerde sadece kapaksız olarak hazırlanmış yekpare modeller olup sırası ile 6 m/s, 8 m/s ve 10 m/s akış hızlarında incelenmiştir. Testleri yapılan modellerin her birisisinin devir sayıları deneysel analiz sırasında birbirlerine yakın uç hız oranları üzerinden elde edilmiştir. Birçok akışkan analizlerinde de kullanılan türbülans modeli olarak standart k-ε [28] kullanılmıştır. Ayrıca analizlerdeki havanın yoğunluğu, vizkozitesi, açık hava basıncı gibi özellikleri Kayseri ili şartlarına bağlı olarak oda sıcaklığı aralığında (20 ile 25 °C sıcaklık aralığında) sayısal analizlerde kullanılmıştır. Aşağıdaki tabloda CFD programında kullanılan veriler gösterilmiştir. Burada bulunmayan parametreler programdaki varsayılan değerlerde kalmıştır.

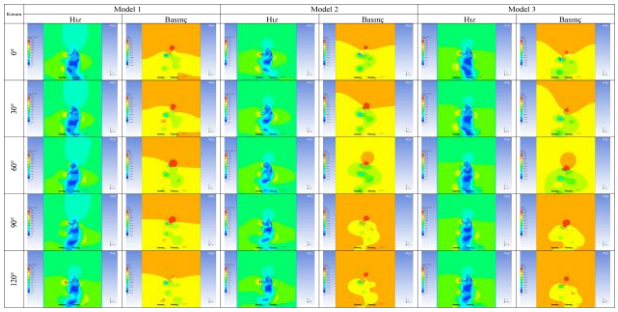
Tablo 4. CFD Programında Kullanılan Parametreler

Fluent Parametreleri					
Model İsmi			Model 1	Model 2	Model 3
Giriş Parametreleri	Analiz Türü		Transient		
	Analiz Boyutu		2 Boyutlu		
	Türbülans Modeli		k-epsilon (Standart)		
	Duvar Davranışı		Standart		
	Kullanılan Akışkan		Hava		
	Akışkan Yoğunluğu		1.043 kg/m^3		
	Akışkan Dinamik Vizkozitesi		0.00001845 Pa-s		
	Operasyon Basınç Değeri		89289 Pa		
	Hareket Değerleri - Inlet		6 m/s		
			8 m/s		
			10 m/s		
	Hareket Değerleri (Rotating Domain)	6 m/s	173.6377 Rpm	173.0201 Rpm	172.1500 Rpm
		8 m/s	318.6102 Rpm	318.8863 Rpm	320.7165 Rpm
		10 m/s	435.3324 Rpm	432.0027 Rpm	432.3834 Rpm
Çözüm Metodu	Şema		Coupled		
	Gradyant		En Küçük Kareler		
	Basınç		2. Derece		
	Moment				
	Türbülans Kinetik Enerjisi				
	Türbülans Dağılma Oranı				
	Zamana Bağlı Formülasyon				
	Residual Değerleri (Tamamı)		10^{-5}		
Hesaplama Araçları	Ortalama Türbin Gelişim Tur Sayısı		9		
	Zaman Adım Sayısı		12960		
	Zaman Adım Boyutu (s)				
	6 m/s		0.000239960	0.000240820	0.000242000
	8 m/s		0.000130776	0.000130660	0.000129900
	10 m/s		0.000095712	0.000096450	0.000096365

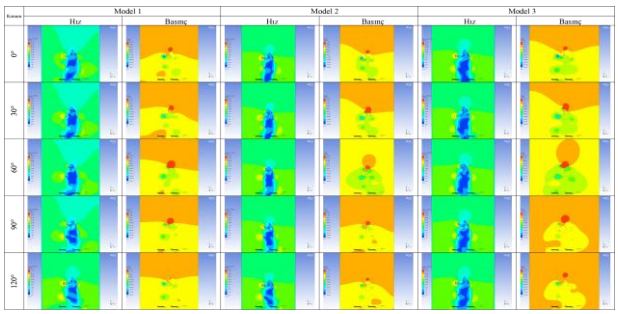
Aşağıdaki şekillerde gösterildiği gibi başlangıç konumu esas alınarak her bir analizin 30 derece farkla 120 dereceye kadar hem hız hem de basınç kontürleri elde edilmiştir. Kontürlerin her bir ölçeğinde alabildiği maksimum-minimum basınç ve hızlar herhangi bir ayarlama gerek duyulmadan gösterilmiştir. Bütün modellerdeki akış hareketi yukarıdan aşağıya doğru ilerlemektedir. Her bir modelin başlangıç durumunda önden karşıladığı kanat (sol kısımlarında yer almaktadır) arkasındaki düşük basınç bölgesi bütün modellerde görülmekle beraber 60 dereceye kadar bu fark giderek kaybolmuştur. Sonra 90 ve 120 derecede tekrardan toparlanıp o noktada tekrar düşük basınç bölgesi oluşmuştur. Aynı şekilde modellerde hava akışını önden karşılayan kanatta (modellerin üst kısmında) başlangıç kısmında pozitif basınç bölgeleri oluşmakla beraber bu bölge modellerin konum olarak 60 derecede iken tam olarak kanatların iç kısımlarına nüfuz etmeye başlayıp 90 derecede en yüksek noktalarına ulaşmıştır. Derece olarak 120'ye gelindiğinde tıpkı başlangıç konumundaki gibi kanadın uç kısmında oluşmuştur. Hız kontürlerinde ise başlangıç konumunda kanatlardaki returning blade olarak da adlandırılan geri dönen kanatlarda (modellerin sağında kalan bölge) oldukça düşük hızlar gösterirken ve arkalarında kalan hız düşümleri de en yüksekte iken görece 90 derecede bu durum en düşük olarak gözlemlenmiştir. Kanatlardaki en yüksek hız bölgesi, başlangıç konumunda iken basınçlardaki en düşük bölgeye yakın yerlerde oluşmuştur. Bu da bize basınç farkından kaynaklı hız bölgesinde artışı olabileceği sonucuna ulaştırmıştır. Buna ek olarak akış hızlarının artması ile basınç ve hız bölgelerindeki yukarıda bahsedilen görece değişim devam etmekle beraber sadece hız artışına bağlı değerlerinin değiştiği tespit edilmiştir.



Şekil 21. 6 m/s'de Yekpare Modellerin Hız ve Basınç Kontürleri

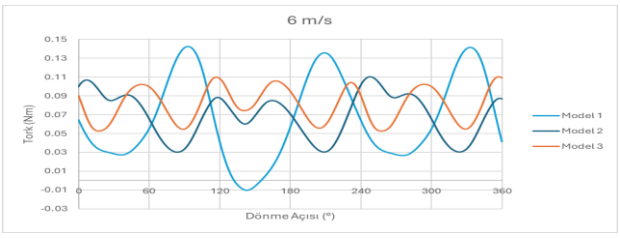


Şekil 22. 8 m/s'de Yekpare Modellerin Hız ve Basınç Kontürleri

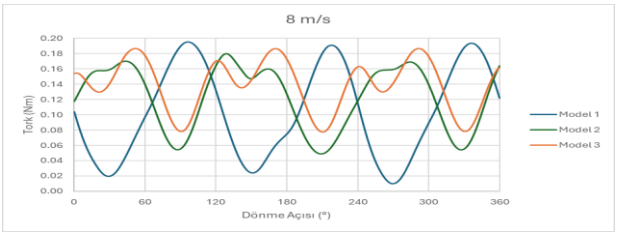


Şekil 23. 10 m/s'de Yekpare Modellerin Hız ve Basınç Kontürleri

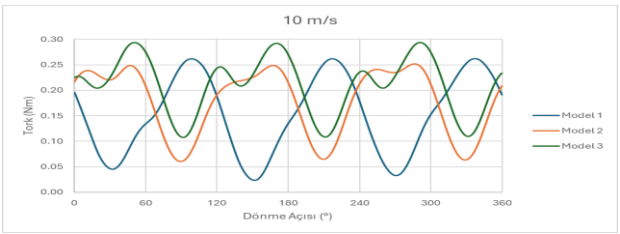
Buna ek olarak simülasyon sonrasındaki elde edilen tork değerleri son tur olan 9. Tur kapsamında alınıp aşağıda gösterilmiştir.



Şekil 24. 6 m/s'de Yekpare Modellerin Tork Değerleri



Şekil 25. 8 m/s'de Yekpare Modellerin Tork Değerleri



Şekil 26. 10 m/s'de Yekpare Modellerin Tork Değerleri

Elde edilen tork değerlerini ve parametreleri kullanılan deneysel verilerdeki tork değerlerini içeren tablo aşağıda bulunmaktadır. Deney 2 boyutlu olduğundan uzunluk ölçüsü olarak program otomatik olarak 1 m almaktadır. Ancak burada kullanılan modellerin boyu 0.25 m olduğundan değerler 4 e bölünüp gösterilmiştir. Ardından modeller için bir düzeltme katsayısı kullanarak sayısal analizlerdeki değerlerin deneysel analizlerdeki değerlere yaklaşabilmesi bakımından uygulanılmıştır. Bilindiği üzere 2 boyutlu analizler 3 boyutlu analizlere göre daha sade olduklarından [20, 29] yani 3 boyutlardaki akış davranışlarının 2 boyutlarda o kadar da gösterilemediğinden dolayı 2 boyutlu analizler 3 boyutlu analizlere göre değer bakımından sapmaları daha büyüktür. Bu demek değildir ki 2 boyutlu analizler kullanılmamalıdır, aksine eğer yeterli donanım imkânı oluşmuşsa öncelikle buradan başlamak zaman kazanma ve bu nedenle araştırdıkları konu hakkında daha hızlı bir şekilde fikir edinilebilir. Bu kapsamda aşağıdaki tabloda denklem 7, 8 ve 9 kullanılarak yapılan hesaplamalar sonucu oluşturulmuş tablo gösterilmiştir.

Tablo 5. Modellerde Hesaplanan Düzeltme Katsayısı ve Yeniden Hesaplanan Tork Değerleri

Parametreler	Hızlar	Model 1	Model 2	Model 3
Ortalama Tork Değerleri (Sayısal)	6 m/s	0.0666	0.0695	0.0808
	8 m/s	0.1028	0.1229	0.1393
	10 m/s	0.1527	0.1782	0.2109
Ortalama Tork Değerleri (Deneysel)	6 m/s	0.0141	0.0119	0.0220
	8 m/s	0.0145	0.0073	0.0315
	10 m/s	0.0114	0.0136	0.0386
Ortalama Fark (%)	6 m/s	372.1550	484.1394	267.2109
	8 m/s	608.8285	1583.2880	342.3315
	10 m/s	1239.6226	1210.1000	446.3506
K_D	6 m/s	0.2118	0.1712	0.2723
	8 m/s	0.1411	0.0594	0.2261
	10 m/s	0.0746	0.0763	0.1830
Ortalama K_D		0.1425	0.1023	0.2271
Yeni Ortalama Tork Değerleri (Sayısal)	6 m/s	0.0095	0.0071	0.0184
	8 m/s	0.0146	0.0126	0.0316
	10 m/s	0.0218	0.0182	0.0479
Yeni Ortalama Fark (%)	6 m/s	32.7147	40.2368	16.5904
	8 m/s	1.0129	72.2170	0.4727
	10 m/s	90.9054	34.0362	24.1000

Yukarıdaki tablodan da anlaşılacağı gibi aralarında hata değerleri bakımından genel açıdan model 3 en iyi

sonuçları vermiştir. Daha sonrasında 10 m/s'deki sapma diğer modellere göre yüksek olduğundan ikinci sırayı model 1 yerine model 2 almıştır. Modellerin 6 m/s'de ki hata değerleri model 1 ve model 2 de birbirine oldukça yakındır. 8 m/s'de model 2 haricinde diğer modeller deney değerlerine oldukça yakın sonuçlar gelmiştir. 10 m/s'de ise model 2 ve model 3 %40'ın altında kalmasına rağmen bu sefer model 1 diğer modellere göre oldukça fazla hata değerine sahiptir.

4.Sonuçlar ve Öneriler

Sonuç olarak literatüre uygun belirlenmiş Savonius modelleri her birinin isimlendirmesi yapılarak 3 hızda yekpare olarak, daha sonra parçalanmış şekilde ve en sonda gözeneklerin kapatılması sonucu hem kapaklı hem de kapaksız deneyleri yapılmış ve birbirlerine göre farkını anlayabilmek adına yekpare modellerin benzer uç hızlarında 2 boyutlu analizleri yapılıp çıkan tork değerlerini düzeltme katsayıları aracılığıyla deneyden elde edilen değerlere yapılabilecek en yakın şekilde yaklaştırılmıştır. Çıkan sonuçlarda yekpare olarak model 3 diğer modelleri geride bırakmıştır. Parçalanmış olarak yapılan deneylerde gözeneklerin olması performansı genel olarak düşürmüştür ancak daha sonrasında eğri gözeneklere sahip modelin gözeneklerinin ana gövdeye doğru kapatılması sonucu verimi bir istisna dışında arttırmıştır. Daha sonraları yapılabilecek kısımlar ise; Parçalı modelleri yekpare olarak üretip tekrar testi yapılabilir bu sayede ağırlık farkı ve fazladan montajla alakalı oluşabilecek problemler (ör. Titreşim) oluşmadan incelebilir. Bütün modellerin yeni üretim modelleri ile daha da hafifleterek üretilebilir ki buradaki deneyde kullanılan çubuğa montaj kolaylığı ve oluşabilecek pürüzlülük kısmını ve homojenliği de daha iyi hale getirilerek daha yüksek değerler hedeflenebilir. Gözenekli modellerin örneğin kanat boyunca eğri gözeneklere sahip modelin yön değişikliği gibi araştırma açısından yeni fikirler test edilebilir.

SEMBOLLER

2B : 2 Boyutlu
3B : 3 Boyutlu
$A_{Ön\ Bakış}$: Model Ön Bakış Alanı (m^2)
AR : Aspect Ratio
Cp : Güç Katsayısı
C_T : Tork Katsayısı
$D_{Türbin}$: Türbin Model Çapı (m)
FDM : Fused Deposition Modeing
H_{Rotor} : Türbin Model Yüksekliği (m)
K_D : Düzeltme Katsayısı
OR : Overlap Ratio
$P_{Rüzgar}$: Rüzgar Gücü (W)
$P_{Türbin}$: Türbin Gücü (W)
RSO : Response Surface Optimization
SLA : Stereolithography
SLM : Selective Laser Melting
SST : Shear Stress Transport
T : Tork (Nm)
TSR : Uç Hız Oranı
ρ : Yoğunluk (kg/m3)
μ : Dinamik Vizkozite (kg/ms)
$\omega_{Türbin}$: Türbin Modeli Açısal Hızı (rad/s)

TEŞEKKÜR

Bana çalışmalarım süresince her türlü yardımı ve fedakârlığı sağlayan Prof. Dr. Selahaddin Orhan AKANSU, Dr. Öğr. Üyesi Süleyman OSMANLI Dr. Öğr. Üyesi Selim TANGÖZ 'e teşekkür ederim.

KAYNAKLAR

[1] Alom N. and Saha U. K., 2019, Evolution of Savonius Rotors, *J. Solar Energy Engineering*, 141(3), 030801.
[2] Zemamou M., et al., 2017, Review of Savonius wind turbine design and performance, *Energy Procedia*, 141, 383–388.
[3] Simsek A., Teksin S., Akansu S. O. and Akansu Y. E., 2022, Performance analysis of Savonius wind turbines in different models, *Wind Engineering*, 46(5), 1440–1451.
[4] Wenehenubun F., et al., 2015, Blade number effects on Savonius, *Energy Procedia*, 68, 297–304.
[5] Kılıç F. and Göktaş M., 2018, İkili ve Üçlü Kanat Akışının Sayısal Analizi, *SDÜ Fen Bil. Enst. Derg.*, 22(3), 1256–1261.
[6] Saad A. S., et al., 2020, Twisted-bladed Savonius turbine, *Energy Conv. and Management*, 209, 112673.
[7] Pranta M. H., et al., 2021, Aerodynamic performance of modified Savonius wind turbine, *Results in Engineering*, 11, 100237.
[8] Ibrahim K., et al., 2020, Numerical Study of Bach-bladed Savonius Turbine, *IJME&S*, 4(2), 61–70.
[9] Tian W., et al., 2015, CFD Prediction of Modified Savonius Turbine, *Energies*, 8(8), 7915–7929.
[10] Myring D. A., 1976, Theoretical study of body drag in subcritical axisymmetric flow, *Aeronaut. Q.*, 27, 186–194.
[11] Mari M., et al., 2017, A novel geometry for VAWTs based on the Savonius concept, *J. Energy Resources Tech.*
[12] Sanusi A., 2017, Combined Blade of Savonius Turbine, *IJETRM*, 3(5), 1–8.
[13] Tartuferi M., D'Alessandro V., Montelpare S. and Ricci R., 2015, Enhancement of Savonius wind rotor

aerodynamic performance: A computational study, *Energy*, 79, 371–384.
[14] Altan B. D., Altan G. and Kovan V., 2016, Investigation of 3D printed Savonius rotor performance, *Renewable Energy*, 99, 584–591.
[15] Gül İ. and Kolip A., 2018, Parça Kanatlı Türbin Performansı, *El-Cezerî Fen ve Müh. Derg.*, 5(3), 816–827.
[16] Tjahjana D. D. D. P., et al., 2021, Experimental study of the effect of slotted blades on the Savonius wind turbine performance, *Theoretical and Applied Mechanics Letters*, 11, 100249.
[17] Goodarzi M. and Salimi S., 2021, End-plates on Savonius Turbine, *Energy Sources A.*
[18] Mandal A. K., et al., 2020, Cylindrical cowling on Savonius turbine, *Energy Sources A.*
[19] Şentürk U. and Özdamar A., 2018, Reynolds sayısının etkisi, *DÜMF Müh. Derg.*, 9(1), 185–193.
[20] Najib A. A., et al., 2024, Comparison of 2D and 3D Simulations, *CFD Letters*, 16(7), 71–88.
[21] Yiğit C., 2020, Optimization of S-Rotor Savonius Wind Turbine, *Sakarya Univ. J. Sci.*, 24(6), 1217–1223.
[22] Akbaba A. İ. and Akbulut E., 2021, 3 boyutlu yazıcılar ve kullanım alanları, *ETÜ Sentez İktisadi ve İdari Bilimler Dergisi*, (3), 19–46. https://doi.org/10.47358/sentez.2020.13
[23] Manshadi M. D., 2011, The importance of turbulence in assessment of wind tunnel flow quality, in: Lerner J. C., ed., *Wind tunnels and experimental fluid dynamics research*, InTech, 261–278.
[24] Akkuş M. B., Haksever Z. and Osmanlı S., 2022, Investigation of the performance changes of the Savonius wind turbine rotors with the same front view area of look by change of the aspect ratio, *Energy, Environment and Storage*, 2(3), 13–22. https://doi.org/10.52924/WFVI2347
[25] Yılmaz İ., Çam Ö., Taştan M. and Karcı A., 2016, Experimental investigation of aerodynamic performance of different wind turbine airfoils, *Journal of Polytechnic*, 9, 577–584.
[26] Aşkan A., Tangöz S. and Konar M., 2022, An investigation of aerodynamic behaviours and aerodynamic performance of a model wing formed from different profiles, *The Aeronautical Journal*, 127(1310), 676–697. https://doi.org/10.1017/aer.2022.85
[27] Kılıç F. and Güney H., 2019, Analysis of the airflow around the Savonius wind turbine using computable fluid dynamics method, *Journal of Polytechnic*, 22(1), 11–17. https://doi.org/10.2339/politeknik.417753
[28] Launder B. E. and Spalding D. B., 1974, The numerical computation of turbulent flows, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 3, 269–289. https://doi.org/10.1016/0045-7825(74)90029-2
[29] Bachant P. and Wosnik M., 2016, Modeling the near-wake of a vertical-axis cross-flow turbine with 2-D and 3-D RANS, *Journal of Renewable and Sustainable Energy*, 8(5), 053311. https://doi.org/10.1063/1.4966161

THERMODYNAMIC DEFINITION OF CRITICAL POINT AND REEVALUATION OF VANDER WAALS EQUATION

Beycan IBRAHIMOGLU*, Beycan IBRAHIMOGLU Jr., Nushaba KAZIMOVA*****

*Founder and President, Beycan Ibrahimoglu Plasma Technologies Education Foundation President, Anadolu Plasma Technologies, Ankara, Turkiye, beycanibrahimoglu@gazi.edu.tr

**Research Fellow in Thermophysical Modeling Department of Physical Chemistry and High-Pressure Systems, beycanibrahimoglu@gmail.com

***Department of Chemical Engineering, Middle East Technical University, nushaba.kazimova@metu.edu.tr

Abstract: In this article, the historical approaches to the definition of the critical point, in classical thermodynamics, and the validity of the Van der Waals equation are questioned and investigated, with experimental and theoretical discussions. In 1822, Cagniard de la Tour discovered the point at the end of the liquid-vapor boundary curve on which the liquid phase ended. The idea that, on this point, values of physical parameters such as temperature, pressure, and density converge and represent the critical state is associated with Thomas Andrews's study in 1861. This view was modeled mathematically by the equation that Van der Waals developed in 1873. However, the recent experimental data show that these three parameters (temperature, pressure, and density) do not depend on solid equivalent physical foundations. Particularly, while the critical temperature (T_{cr}) is the real threshold point of phase transition, the critical pressure (P_{cr}) and critical density (ρ_{cr}) should be considered as parameters that are derived from temperature and depend on it. Therefore, the Van der Waals equation should be reformulated not only as an inflection model, but also as an advanced model that accurately represents the real nature of phase transitions. Thus, in this study, the new temperature-based equation suggestion is presented, and the limits of classical approaches are under discussion.

Keywords: Critical Point; Van der Waals Equation; Phase Transition; Critical Temperature; Thermodynamic Modeling; Topological Phase Surface.

Özet: Bu makalede, klasik termodinamikte kritik noktanın tanımına ilişkin tarihsel yaklaşımlar ile deneysel ve kuramsal tartışmalar yeniden ele alınmakta; Van der Waals denkleminin bu çerçevedeki geçerliliği sorgulanmaktadır. Kritik sıcaklık, basınç ve yoğunluk gibi parametrelerin aynı noktada birleştiği fikri, Thomas Andrews'ün 1861 tarihli çalışmasına dayanmaktadır. Bu görüş daha sonra Van der Waals'ın 1873'te geliştirdiği denklemle matematiksel olarak modellenmiştir. Ancak günümüzdeki deneysel veriler, bu üç parametrenin eşdeğer fiziksel temellere dayanmadığını göstermektedir. Özellikle kritik sıcaklık (T_{kr}) faz geçişinin gerçek eşik noktası iken, kritik basınç (P_{kr}) ve kritik yoğunluk (ρ_{kr}) yalnızca sıcaklığa bağlı türetilmiş parametreler olarak değerlendirilmelidir. Bu nedenle Van der Waals denklemi yalnızca bir infleksiyon modeli olarak değil, faz geçişlerinin gerçek doğasına uygun biçimde yeniden yapılandırılmalıdır. Çalışmada bu amaçla sıcaklık temelli yeni bir denklem önerisi sunulmakta ve klasik yaklaşımın sınırları tartışılmaktadır.

Anahtar kelimeler: Kritik Nokta; Van der Waals Denklemi; Faz Geçişi; Kritik Sıcaklık; Termodinamik Modelleme; Topolojik Faz Yüzeyi

INTRODUCTION

The discovery of a special point where the liquid phase ends has led to this point being named "the critical point" and to be identified by definite thermodynamic parameters. Critical temperature (T_{cr}), critical pressure (P_{cr}), and critical density (ρ_{cr}) are the most frequently used quantities within this scope. The critical point concept was first introduced in 1822 by Baron Charles Cagniard de la Tour experimentally (Cagniard de la Tour, 1822).

Thomas Andrews (1861) analyzed this fact systematically by specifying the transition point between liquid and gas phases with experiments conducted on carbon dioxide. He has referred to this point as "the critical point" and defined this point's parameters (T_{cr}, P_{cr}, V_{cr}, or ρ_{cr}) as "critical parameters" (Andrews, 1861). Critical parameters are essential for understanding the nature and behaviour of matter. At least 15 researchers who have worked in this field have been awarded the Nobel Prize. Although intensive research is conducted, some major questions, especially related to critical pressure, have not been answered conclusively (Beycan İbrahimoglu, Bolayır, & İbrahimoglu Jr., 2021; Beycan İbrahimoglu, Karakaya, & İbrahimoglu Jr., n.d.; Beycan İbrahimoglu, Sarıkaya, & İbrahimoglu Jr., n.d.; Ibrahimoglu, 2023).

One of the researchers who conducted theoretical studies on the critical point is Johannes Diderik van der Waals. With the equation he developed in 1873 (Van der Waals, 1873), the ideal gas law

$$PV = nRT \quad (1)$$

was expanded and converted into an advanced version; it was designed for depicting the continuity between liquid and gas phases.

Van der Waals' strategy was based on these goals

- Putting the liquid-gas continuity forward mathematically
- Defining the critical point and thermodynamic behaviour in the neighborhood of the point with only one function
- Explaining the incomplete interpretation of the real gas's nature left by the ideal gas law, the intermolecular attraction forces and impacts originating from the molecules' volume

For this purpose, van der Waals reformulated the ideal gas equations by adding two special terms:

$$\left(P + \frac{an^2}{V^2}\right)(V - nb) = nRT \quad (2)$$

Here:

a → adjusts intermolecular attraction forces (pressure adjustment)

b → adjusts the actual volume occupied by molecules (volume adjustment)

Critical Point and Critical Parameters

Thermodynamics emphasizes two fundamental situations where the critical point and related parameters are characterized:

1. **Phase ending in a liquid ⇄ vapor equilibrium curve:** The liquid-vapor equilibrium curve ends after a certain temperature, and after this point, the distinction between the two phases disappears.
2. **Coalescence of phases at the critical point:** At the critical point, T_{cr}, P_{cr}, and ρ_{cr} represent "liquid" and "vapor" phases at the same time.

Cagniard de la Tour's unique experiments show that when the temperature increases, the liquid phase disappears, and at a certain temperature, both phases become indistinguishable (Fig. 1). This temperature defines the real critical condition, and **the critical temperature** is identified as T_{cr}.

However, critical pressure, P_{cr}, appears between two defined pressure values, P_a and P_b, which are only defined in the liquid region ($P_a < P_{cr} < P_b$), and critical pressure does not apply for the gas phase. Therefore, P_{cr} does not represent the critical state by itself; it is only the projection of the critical point onto the P-axis, and it does not represent a separate physical state by itself.

Furthermore, T_1 and T_2 points that are on the critical isotherm have the same temperature ($T = T_{cr}$). At this temperature, liquid and gas phases are indistinguishable; a single fluid phase remains. Nonetheless, the pressure values corresponding to these points, P_1 and P_2, can be different ($P_1 < P_{cr} < P_2$). This state shows that pressure can change along the same isotherm, and various pressure values measured in the liquid phase do not represent the gas phase.

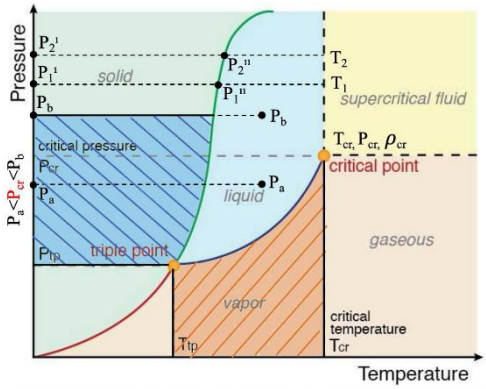


Figure 1. P-T phase diagram of a pure substance: triple point, critical point, and supercritical fluid region

LIMITS OF CLASSICAL APPROACH

The Van der Waals equation is one of the most crucial theoretical steps to explain critical point phenomena in the 19th century. Arranging the incompleteness of two essential physical factors – molecules' finite volume and attraction forces between them – left by the ideal gas law, the equation defines liquid-gas continuity mathematically. Still, modern experimental data and high-pressure, high-temperature measurements show that this model is not sufficient.

These insufficiencies can be classified under three categories:

1. Physical Meaning of Critical Pressure (P_{cr})

In the van der Waals model, critical temperature (T_{cr}), critical pressure (P_{cr}), and critical density (ρ_{cr}) are defined at the same point. However, experimental data depict that P_{cr} and ρ_{cr} do not carry direct physical meaning as T_{cr}.

While T_{cr} defines the threshold of phase transition thermodynamically, P_{cr} and ρ_{cr} are mostly secondary parameters derived from temperature. This situation shows that P_{cr}, under the label of "critical pressure", does not carry an absolute physical meaning.

2. Deviations at High Pressure Values

Van der Waals equation significantly deviates from real gas behaviours at high pressure and low temperature values.

Particularly in the regions near the liquid-solid equilibrium curve model's predicted critical pressure value is inconsistent with experimental observations.

This situation emphasizes that the equation should be interpreted as an inflection model that represents only liquid-gas continuity, and real critical borders should be determined with a different approach.

3. Plasma Phase and Incomplete Representation of High Energy Regions

Classical Van der Waals approach does not include boundaries of plasma phase and ionization.

In high-temperature regions, with the ionization of gases, a new phase (plasma) does not take the place in the classical equation. For this reason, in P-T diagrams, a new thermodynamic model is needed to define the plasma boundaries.

For these reasons, critical point phenomena should be revised, since the classical approach addresses P_{cr} as an equivalent parameter. Recent studies show that temperature-based description, especially T_{cr}, reflects phase transitions' nature correctly. Accordingly, in our study, by surpassing the classical Van der Waals formulation, a new critical temperature-centered equation suggestion has been developed. This new approach ensures that both liquid-gas and liquid-solid critical boundaries, as well as the P-T diagram of the plasma phase, are represented consistently.

CRITIQUE OF CLASSICAL DEFINITION AND TEMPERATURE-BASED APPROACH

In classical thermodynamics critical point is defined as a state where the liquid-vapor equilibrium curve ends and the liquid and gas phases are indistinguishable. In this definition, critical temperature (T_{cr}), critical pressure (P_{cr}), and critical density (ρ_{cr}) converge to the same point. However, experimental data and high-pressure high-temperature studies propose that these three parameters do not carry the same meaning.

1. Physical Meaning of Critical Temperature (T_{cr})

• T_{cr} defines the real thermodynamic threshold when the liquid phase disappears.

• At this temperature, there is no physical boundary between liquid and gas phases; fluid becomes a unit phase.

• Therefore, T_{cr} is the fundamental key for the critical point.

2. Limited Representation of Critical Pressure (P_{cr})

• As shown in Figure 1 P_{cr} is only defined in the liquid region between two pressure values (P_a and P_b).

• For the gas phase, P_{cr} is not meaningful; for this reason, it can not by itself represent the critical point's physical nature.

• Although in classical literature, P_{cr} is accepted as a natural complement of T_{cr}, in reality, P_{cr} is a projection derived from T_{cr}.

3. Questioning Van der Waals Approach

• The Van der Waals equation aims to model the critical point by relating Tcr, Pcr, and ρ cr with each other by only one mathematical frame.

• Although this model accepts Pcr and ρ cr as independent physical parameters, in practice, both of them are functional derivatives of temperature.

• High-pressure experiments, especially in the near regions of the liquid-solid equilibrium curve, the predicted Pcr values by Van der Waals are inconsistent with experimental results.

4. Necessity of Temperature-Based Approach

• In identifying the critical point, the most significant quantity is T_{cr}.

• P_{cr} and ρ_{cr} should be evaluated as derived parameters from T_{cr}.

• This perspective prevents false interpretations of phase diagrams and enables both liquid-gas and liquid-solid boundaries to be determined accurately.

In this study, a new model is presented that restructures the definition of the critical point in a T_{cr}-centered manner and introduces a temperature-based formulation to the Van der Waals equation. This model represents not only liquid-gas continuity, but also the liquid-solid critical limit at high pressure and the plasma phase's location on the P-T diagram.

A New Temperature-Based Equation and Model Suggestion

The suggested model, in this study, reformulates the definition of a critical point in a temperature-centered manner. While in the classical Van der Waals approach, T_{cr}, P_{cr}, ρ_{cr} are considered as on the same point with the same importance, in the new approach, only T_{cr} is accepted as a fundamental thermodynamic threshold. P_{cr} and ρ_{cr} are secondary quantities derived from temperature.

This point of view enables to represent both liquid-gas and solid-gas boundaries in the same mathematical frame. Furthermore, it allows adding the plasma phase that emerges at high temperatures into the P-T diagram.

Fundamental Assumptions

1. Critical temperature T_{cr}, is the only physical parameter where phase distinction disappears.

2. Critical pressure P_{cr} is only a derivative of T_{cr}:

$$P_{cr} = f(T_{cr}) \quad (3)$$

3. Critical density ρ_{cr} is also T_{cr} based:

$$P_{cr} = g(T_{cr}) \quad (4)$$

4. All phase boundaries can be expressed as surfaces that are continuous and differentiable in P-T-ρ space.

TEMPERATURE-BASED NEW EQUATION SUGGESTION

In this new approach, the two parameters of the Van der Waals equation, the intermolecular attraction force quotient (a) and volume occupied by molecules (b) quotient, are not accepted as constants; they are assumed as variable functions depending on temperature. Therefore, Van der Waals equation is rewritten as:

$$\left(P + \frac{a(T)}{V_m^2}\right)\left(V_m - b(T)\right) = RT \quad (5)$$

Here:

- a(T) → represents intermolecular forces, a function depending on temperature
- b(T) → represents real volume occupied by molecules, a function depending on temperature
- V_m → Molar volume
- R → universal gas constant

Temperature Boundary Conditions

- As $T \rightarrow T_{cr}$, $A(T) \rightarrow 0$.
- In this situation, the equation turns into the ideal gas law:

$$PV_m = RT \quad (6)$$

- Thus, when the critical point is reached, intramolecular attraction forces and volume impacts disappear; the system becomes single-phased

This formulation not only demonstrates gas-liquid continuity but also **the thermodynamic threshold of phase separation (**T_{cr}) topologically.

Liquid ⇄ Solid Equilibrium Curve and Critical End

The classical approach (Bridgman's high-pressure experiments and Landau's theoretical framework) is based on the assumption that "liquid-solid equilibrium does not end with a critical point" (Brigman, 1948; Frenkel, 1975; Simuny, 1968). Bridgman stated that, based on the measurements of volume change (ΔV) and entropy change (ΔS) along the melting curve, an independent critical point does not exist.

However, the liquid phase creates a two-phase area in both liquid-vapor and liquid-solid coexistence domains. If critical ending in a liquid-vapor transition can be observable by heating, then, in principle, a similar critical endpoint could be revealed in the liquid–solid transition either by cooling at constant pressure or by changing the pressure at constant temperature.

SUGGESTED COMMENT IN THIS STUDY

• Liquid-solid equilibrium curve ends with a singular **critical temperature** (TSL) and corresponding **critical pressure** (PSL). This point is the topological end of the liquid-solid coexistence region.

• When metastability is taken into account, ρ-P (T=const) isotherms converge into a one point in the high-pressure regime. This convergence is interpreted as a critical termination on the melting curve.

• Therefore, PSL is the "critical pressure" of the liquid-solid equilibrium curve. In the liquid-vapor transition, the role played by the critical temperature (Tcr) is undertaken by PSL in the liquid-solid transition. According to Clausius-Clapeyron relation:

$$\frac{dP}{dT} = \frac{\Delta S}{\Delta V} \tag{7}$$

In the termination, $\Delta V \rightarrow 0$ behaviour shows the end of the curve.

Experimental Verification (by thermo-axiomatic method)

Benzene: P≈2229.2 bar, T≈356 K

Benzonitrile: P≈2700 bar, T≈375 K

These values are obtained from our high-pressure experiments and show that the liquid-solid equilibrium curve has the same critical endpoint as the liquid-vapor curve (Azreg-Aïnou, Huseynov, & Ibrahimoglu, 2006; Azreg-Aïnou & Ibrahimoglu, 2019; Beycan İbrahimoglu, Sarıkaya, & Ibrahimoglu Jr., n.d.; Beycan İbrahimoglu et al., 2021; Ibrahimoglu, Kanbeş, & Ahmedov, 2015; Ibrahimoglu et al., 2021; Beycan İbrahimoglu, Karakaya, Gasmova, & Ibrahimoglu, 2021).

GRAPHIC REPRESENTATION

The suggested temperature-based model shows three main critical lines on the P-T diagram at the same time.

Liquid-Gas Critical Line – The corrected form of the Van der Waals curve

Liquid-Solid Critical Line – Critical line that terminates in a high-pressure region and is not defined in classical theory

Gas-Plasma Critical Line – Critical line that is determined above the ionization temperature and represents the boundary of the plasma phase

These three critical boundaries merge on a single **topological phase surface in** P-T-ρ space. Thus, low- and high-pressure regions and high-temperature plasma phase are shown in the same diagram.

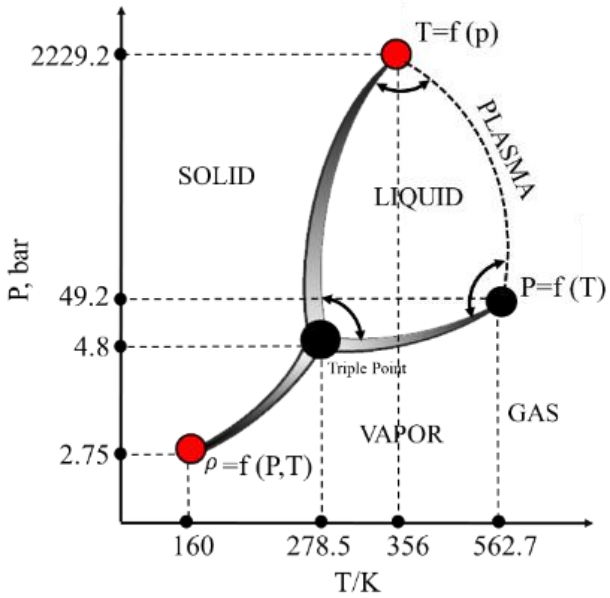


Figure 2. P–T phase diagram of benzene in the presence of the plasma phase.

The diagram displays three critical boundaries: (i) the liquid–gas critical line (lower region), (ii) the liquid–solid critical line (upper region), and (iii) the gas–plasma critical line (right-hand region). The plasma region is defined in P-T space depending on ionization temperature. Three critical boundaries merge on the same topological phase surface. Red points show termination points of each critical line.

RESULTS AND DISCUSSION

In this study, historical approaches towards the definition of the critical point in classical thermodynamics have been reevaluated, and the role of the Van der Waals equation in this context has been discussed. Particularly, it has been shown that the classical assumption that the critical temperature, pressure, and density are based on equivalent physical foundations is inconsistent with modern experimental findings.

Analyses show that:

Critical Temperature (T_{cr}) represents the real threshold from the phase transition perspective. The defined parameter for both liquid and gas phases has universal thermodynamic validity.

Critical Pressure (P_{cr}) and **Critical Density (ρ_{cr})** are variables only derived in the liquid phase and depend on temperature. For this reason, they do not directly represent two-phase equilibrium.

Liquid-Vapor Equilibrium Curve: Pressure does not directly represent the critical state. P_{cr} is the projection of this curve onto the temperature axis.

Liquid-Solid Equilibrium Curve: Critical pressure only carries its actual physical meaning at this curve's endpoint. Here, a different critical boundary, which can be defined in the high-pressure regime, becomes relevant.

Classical Van der Waals equation defines these parameters on a mathematical inflection, but it is insufficient for the explanation of phase transitions physically and topologically.

In this context, a new thermodynamic approach is proposed in which the critical point is defined solely by temperature. The equations restructured according to temperature ensure continuity of phase boundaries on thermodynamic surfaces and enable realistic modeling of transition regions. The proposed equation transcends the geometric and theoretical limitations of classical theory, providing **topological integrity** to phase transitions.

High-pressure studies conducted for **experimental verification** supported this approach. The liquid-solid critical point for benzene was determined as P=2229.2 bar, T=356 K; for benzonitrile, P=2700 bar, T=375 K. For both substances, increasing pressure increased the freezing temperature but decreased the duration of metastability. At the critical point, metastability was completely eliminated.

In conclusion, this new temperature-based model provides a new and powerful framework for the precise determination of critical points not only in theoretical thermodynamics but also in applied fields such as high-pressure technologies, plasma physics, supercritical fluids and molecular modeling.

REFERENCES

Andrews, T. (1861). *The Bakerian lecture: On the continuity of the gaseous and liquid states of matter*. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London, 159*, 575–590.

Azreg-Aïnou, M., & Ibrahimoglu, B. (2019). High-pressure effects on the benzene pre-crystallization metastable states. *European Physical Journal E, 42*(1), 1–10. https://doi.org/10.1140/epje/i2019-11863-2

Azreg-Aïnou, M., Huseynov, A., & Ibrahimoglu, B. (2006). Phase equilibrium and metastability of liquid benzene at high pressures. *Journal of Chemical Physics, 124*. https://doi.org/10.1063/1.2198808

Beycan İbrahimoglu, B., Bolayır, E., & İbrahimoglu Jr., B. (2021). Phase transitions and the phase diagrams. *SCIREA Journal of Chemistry, 6*(2), 54–73. https://doi.org/10.54647/chemistry152372

Beycan İbrahimoglu, B., Karakaya, F., & İbrahimoglu Jr., B. (n.d.). Determination of the real critical pressure and critical density of substances. *Academia Letters*, Article 2704. https://doi.org/10.20935/AL2704

Beycan İbrahimoglu, B., Karakaya, F., Gasmova, T., & İbrahimoglu, B. (2021). Super phase transition and super metastable state. *Chemical Physics, 548*, 111831. https://doi.org/10.1016/j.chemphys.2021.111831

Beycan İbrahimoglu, B., Sarıkaya, Y., & İbrahimoglu Jr., B. (n.d.). *Critical parameters of pure substances*. https://doi.org/10.21203/rs.3.rs-1861011/v1

Beycan İbrahimoglu, B., Sarıkaya, Y., & İbrahimoglu Jr., B. (2023). *Critical states at phase transitions of pure substances*. In *Lecture Notes in Chemistry*. Springer. https://doi.org/10.1007/978-3-031-09966-3

Beycan İbrahimoglu, B., Üner, D., Veziroglu, A., Karakaya, F., & İbrahimoglu Jr., B. (2021). Construction of phase diagrams to estimate phase transitions at high pressures: A critical point at the solid–liquid transition for benzene. *International Journal of Hydrogen Energy, 46*(19), 15168–15180. https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2021.02.011

Brigman, P. V. (1948). *Recent work in the field of high pressures*.

Cagniard de la Tour, C. (1822). *Mémoire sur les phénomènes que présente le fluide appelé gaz acide carbonique aux températures voisines de son point de liquéfaction*. *Annales de Chimie et de Physique, 21*, 127–132.

Frenkel, Y. (1975). *Kineticheskaya teoriya zhidkostey* [Kinetic theory of liquids]. Nauka.

Ibrahimoglu, B. (2023). *Uncertainty of a critical point on the freezing curve*. *German International Journal of Modern Science, 53*, 79. https://doi.org/10.5281/zenodo.7796155

Ibrahimoglu, B., Kanbeş, C., & Ahmedov, I. M. (2015). Phase transformations of benzene in terms of low temperatures and high pressures. *Chemistry Problems*, N4, 367–371.

Simuny, C. M. (1968). *Melting at high pressures: Successes of the physical HAYK, 96*(11).

Van der Waals, J. D. (1873). *Over de continuiteit van den gas- en vloeistoftoestand* (Doctoral dissertation, Leiden University).

COMPARATIVE ANALYSIS OF PULSE CHARGING AND CONSTANT CURRENT CHARGING METHODS ON BATTERY PERFORMANCE IN MATLAB SIMULINK

Hüseyin NAZLIGÜL*, Murat Mustafa SAVRUN, Başak DOĞRU MERT***
* Adana Alparslan Türkeş Science and Technology University, Faculty of Engineering, Energy Systems Engineering Department, 01250 Sarıçam, ADANA, hnazligul@atu.edu.tr, bdogrumert@atu.edu.tr
** Adana Alparslan Türkeş Science and Technology University, Faculty of Engineering, Electrical & Electronics Engineering Department, 01250 Sarıçam, ADANA, msavrun@atu.edu.tr

Abstract: This study compares the performance of the Constant Current (CC) charging method at 2.3A and the Pulse Charging method at 4.6A for a 2.3Ah lithium-ion battery, focusing on key parameters such as charging time, temperature rise, and cycle life. In the pulse charging method, a 2C charging current is applied for 50% of the time, with rest periods for the remaining 50%, resulting in an equivalent average current of 1C. While this approach helps manage battery heating and chemical stress formation, its impact on cycle life and capacity fade requires further evaluation. Simulation results obtained using MATLAB Simulink indicate that the CC charging method achieves a significantly higher Equivalent Full Cycle (EFC) value of 389.2 compared to 234.31 for the pulse charging method. However, despite its faster and simpler implementation, CC charging leads to a greater reduction in final capacity (2.187Ah) compared to pulse charging (2.241Ah). Additionally, both methods exhibit similar temperature variations, with a maximum temperature of approximately 25.1°C. Overall, while the CC method is more efficient for rapid energy delivery, it may negatively impact battery longevity. In contrast, the pulse charging method offers better capacity preservation and extended cycle life, making it a viable choice for applications prioritizing battery health and durability. These findings provide valuable insights into optimizing lithium-ion battery charging strategies for improved efficiency and sustainability.
Keywords: Lithium-ion battery, Constant current charging (CC), Pulse charging, Charging efficiency, Battery aging

INTRODUCTION

Lithium-ion batteries have become the cornerstone of modern portable electronics and electric vehicles due to their high energy density, long cycle life, and relatively low self-discharge rates (Soudbakhsh *et.al*, 2020; Pham *et.al*, 2021; Saxena *et.al*, 2021). As the demand for faster charging and more efficient energy storage solutions grows, researchers and engineers are continually exploring innovative charging techniques to optimize battery performance and longevity (Bennehalli, 2024; Venkitaraman and Kosuru, 2023; Shahid *et.al*, 2023; Makeen *et.al*, 2020; Zentani *et.al*, 2024; Karmkar *et.al*, 2024; Gowda and Nagashree, 2023). Among these techniques, Constant Current (CC) charging and Pulse Charging have emerged as two prominent methods, each with its own set of advantages and challenges.

Constant Current charging, a traditional and widely-used method, involves applying a steady current to the battery until it reaches a predetermined voltage level. This method is straightforward and easy to implement, making it a standard choice for many applications (Suci *et.al*, 2023; Wang and Liang, 2024; Chen *et.al*, 2020). However, as battery technology advances, the limitations of CC charging, such as potential thermal stress and reduced cycle life at higher currents, have prompted the exploration of alternative methods (Kaleem *et.al*, 2021; Alhaider *et.al*, 2020; Wei *et.al*, 2024; Li *et.al*, 2022; Aboelezz *et.al*, 2022).

Pulse Charging, on the other hand, employs intermittent high-current pulses to charge the battery, interspersed with rest periods. This approach is believed to reduce heat generation, mitigate electrode degradation, and potentially enhance the overall charging efficiency (Acosta *et.al*, 2022; Huang *et.al*, 2024; Huang *et.al*, 2022). By delivering higher peak currents during the pulses, Pulse Charging can theoretically achieve faster charging times without compromising the battery's health (Petrov, 2023).

The performance of Constant Current charging at 2.3A and Pulse Charging at 4.6A for a 2.3Ah lithium-ion battery is compared to evaluate their impact on key parameters, including charging time, temperature rise, and long-term cycle life. In the pulse charging method, the application of a 2C charging current for 50% of the time, combined with resting periods for the remaining 50%, achieves an equivalent average current of 1C. However, the inclusion of rest periods during charging

introduces variations in battery heating levels and the rate of chemical stress formation. The effects of these two charging methods on cycle life and capacity fade are analyzed to determine their relative efficiency and sustainability. This study is conducted using MATLAB Simulink, providing a simulation framework for analyzing the trade-offs between these techniques and offering guidance for the development of more efficient and sustainable battery charging strategies.

MATERIAL AND METHODS

The Constant Current (CC) charging method is a simple and widely used charging technique for batteries. In this method, the charger supplies a constant current to the battery throughout the charging process, regardless of the battery's voltage. This constant current is typically set based on the battery's specifications and is expressed as a multiple of the battery's capacity (e.g., 0.5C, 1C, etc.). The current remains constant throughout the charging phase.As the battery charges, its voltage rises steadily until it reaches the desired cut-off voltage. The charging process stops when the battery reaches its maximum voltage limit to prevent overcharging.

Pulse charging is an alternative method where, instead of applying a continuous current, the charging process alternates between charging and rest phases. In this method, the battery is charged with high currents for short intervals, followed by rest periods to allow for chemical stabilization. The battery is charged with a high current (e.g., 2C) for a defined durationin charge time. The current is completely turned off, allowing the battery's internal chemical reactions to stabilize in rest time. During this time, the battery's temperature also decreases.This cycle of charging and resting continues until the battery reaches full charge.

This study aims to compare the performance of lithium-ion batteries under two distinct charging methods: Pulse Charging (2C) and Constant Current Charging (1C). The simulations were conducted using MATLAB Simulink 2024a, a powerful tool for modeling and analyzing battery behavior. A lithium-ion battery with a nominal capacity of 2.32 Ah was selected for this study, and its parameters were carefully adjusted to reflect realistic operating conditions. The primary metrics evaluated in this work included Equivalent Full Cycles (EFC), capacity degradation (Ah), and thermal stress, which are critical indicators of battery health and performance over time.

The charging circuits were designed separately for each method. For Pulse Charging, a switching mechanism was implemented to alternate between a 2C charging current and rest periods. The pulse charging algorithm operated at a 50% duty cycle, meaning the battery was charged for half the time and rested for the remaining half. For Constant Current Charging, a steady 1C current was applied continuously until the battery reached its full SOC. Throughout the simulation, key battery performance parameters, including SOC, terminal voltage, current, and temperature, were monitored to ensure accurate data collection. Both charging methods were simulated over multiple charge-discharge cycles under identical initial conditions. The cycles continued until the battery capacity degraded to 100% of its nominal value, which is a widely accepted criterion for the end of battery life. This protocol ensured a fair and consistent comparison between the two methods.

For discharging, a constant current load was applied after each charging cycle to return the battery to its initial SOC. This approach simplified the simulation while maintaining the accuracy of performance comparisons.

The primary performance metrics used to evaluate the battery under each charging method were Equivalent Full Cycles (EFC), capacity degradation, and thermal stress. EFC quantifies the number of full charge-discharge cycles the battery completed over its lifespan. Capacity degradation, measured as the reduction in the battery's nominal capacity, was tracked over time to assess the impact of each charging method. Although simplified, temperature changes during charging were recorded to evaluate the influence of thermal effects on degradation. The results were visualized using plots generated within MATLAB, illustrating the relationship between cycle count and capacity degradation.

RESULTS AND DISCUSSION

The current profiles for both charging methods provide additional insights into their operational dynamics. The CC charging method applied a steady current of 1C throughout the charging process, ensuring simplicity and efficiency in energy delivery. In contrast, the pulse charging method employed a 2C current with a 50% duty cycle, characterized by alternating charging and rest periods. While the CC method is well-suited for fast charging applications, the fluctuating current in pulse charging contributes to reduced internal resistance buildup and better thermal management, as discussed in the subsequent temperature analysis.

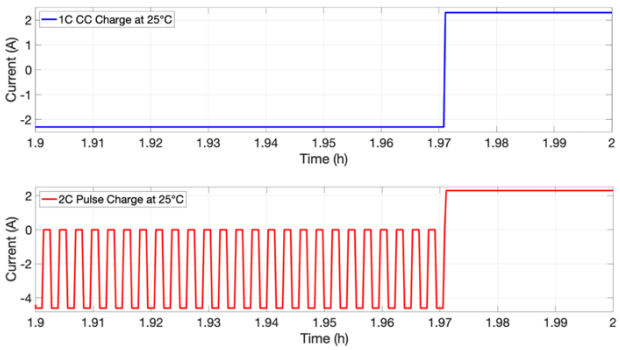


Figure 1. Current profiles of CC and Pulse charging method

As shown in Figure 1, the CC method applies a constant 1C current, whereas the pulse charging method utilizes a 2C current with a 50% duty cycle. The transition times from the charging phase to the discharging phase are nearly identical for both methods. Additionally, no significant difference is observed in their overall charging durations.

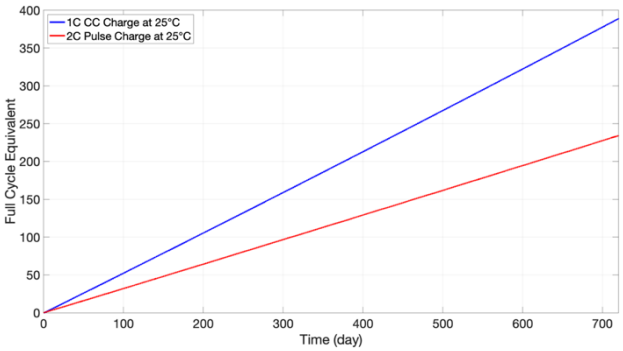


Figure 2. Equivalent Full Cycle (EFC) values for CC and Pulse Charging methods

The results indicate that the 1C Constant Current (CC) charging method achieved a significantly higher Equivalent Full Cycle (EFC) value of 389.2, compared to 234.31 for the 2C Pulse Charging method in Figure 2. This outcome suggests that the CC charging method is more effective in delivering a greater amount of energy over the battery's lifecycle. However, it is important to note that higher EFC values may come at the cost of accelerated capacity degradation, as observed in the subsequent capacity analysis. In contrast, while the EFC for pulse charging is lower, this method prioritizes battery health and longevity over energy throughput, making it more suitable for applications where durability is critical.

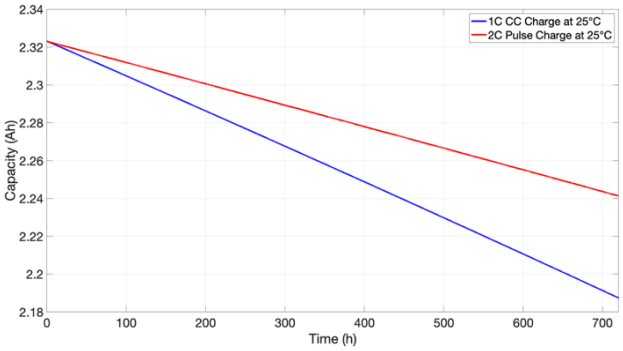


Figure 3. Capacity degradation results for CC and Pulse Charging methods

The capacity degradation results highlight a clear distinction between the two charging methods in Figure 3. For the CC charging method, the initial capacity of 2.323 Ah decreased to 2.1873 Ah, corresponding to a total capacity loss of approximately 5.85% over the evaluated period. On the other hand, the 2C Pulse Charging method demonstrated a significantly lower capacity loss of 3.51%, with the capacity decreasing from 2.323 Ah to 2.2413 Ah. These findings underscore the advantage of pulse charging in preserving the battery's capacity over extended usage. The intermittent rest periods in pulse charging allow for internal chemical stabilization and reduced thermal stress, thereby mitigating capacity fade and extending the battery's functional lifespan.

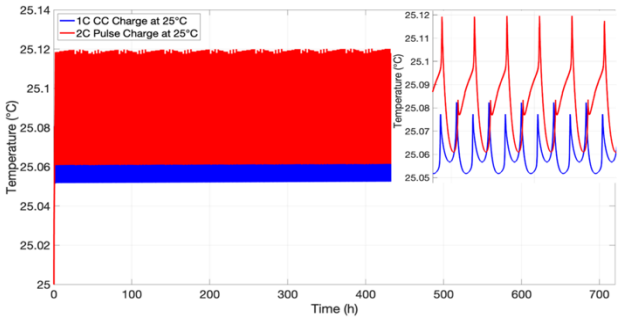


Figure 4. Temperature variations during the charging and discharging processes

Temperature monitoring revealed minimal thermal impact for both charging methods, with only slight variations observed as shown in Figure 4. The CC charging method exhibited a maximum temperature of 25.08°C, whereas the pulse charging method reached a slightly higher maximum of 25.12°C. These results indicate that both methods operate within safe thermal limits under the tested conditions. However, the minor temperature increase in the pulse charging method can be attributed to the higher peak current (2C) applied during charging phases. Despite this, the thermal differences are negligible and do not pose significant risks to battery safety.

Table 1. Comparative results for the two charging methods

Parameter	CC Method	Pulse Method
Age (EFC)	389.2	234.31
Initial Capacity (Ah)	2.323	2.323
Final Capacity (Ah)	2.1873	2.2413
Discharge Current (A)	2.3	2.3
Charge Current (A)	2.3	4.6
Temperature Max (°C)	25.08	25.12
Temperature Min (°C)	25.0	25.0

Comparative results for the two charging methods are given in Table 1. The CC charging method excels in achieving higher EFC values, making it ideal for scenarios where maximizing energy output is prioritized. However, this comes at the cost of accelerated capacity degradation, which may limit the battery's long-term usability. Conversely, the pulse charging method provides superior capacity retention and mitigates degradation, making it better suited for applications where battery longevity and reliability are critical.

CONCLUSION

The results suggest that the choice of charging method should be determined by the specific requirements of the application. For applications demanding frequent and rapid energy delivery, the CC charging method offers significant advantages. On the other hand, for systems prioritizing battery health, reduced maintenance, and extended lifespan, the pulse charging method presents a more viable solution. Further studies incorporating real-world operating conditions and aging mechanisms are recommended to refine the applicability of these methods.

Table 2. Comparative results for the two charging methods

Feature	CC Charging	Pulse Charging
Charging Time	Can charge in a shorter time.	Charging time may be longer than CC.
Capacity Preservation	May cause more capacity loss.	Results in lower capacity loss.
Heating	May lead to higher heating.	Keeps the battery cooler with rest phases.
Implementation	Simple circuit design.	Requires more complex control mechanisms.
Cycle Life	Typically offers a shorter cycle life.	Tends to extend the cycle life of the battery.

Based on the obtained results, a summary evaluation of the two charging methods in terms of charging time, capacity preservation, heating, implementation, and cycle life is presented in Table 2. The CC charging method is simple, fast, and cost-effective, making it suitable for systems with high energy demands. However, it may negatively impact the battery's capacity and lifespan over time. On the other hand, the pulse charging method provides a longer battery life with reduced capacity loss, making it ideal for applications where durability and battery health are critical.

SYMBOLS

CC Constant Current
CV Constant Voltage
EFC Equivalent Full Cycles
SOC State of Charge
Ah Ampere-hour
C Charge Rate

ACKNOWLEDGEMENTS

The authors gratefully acknowledge the support provided by the Scientific Research Projects Coordination Unit of Adana Alparslan Türkeş Science and Technology University under project number 24803003.

REFERENCES

Aboelezz A., Makeen P., Ghali H., Elbayomi G. and Abdelrahman M., 2022, Electric Vehicle Battery Charging Framework Using Artificial Intelligence Modeling of a Small Wind Turbine Based on Experimental Characterization, Clean Technologies and Environmental Policy, 25(4), 1149–1161. https://doi.org/10.1007/s10098-022-02430-x

Acosta L., Garaventta G., Levi M., Aurbach D. and Flexer V., 2022, Pulsed Charging Protocols with Non-Zero Relaxation Time for Lithium-Ion Batteries, Journal of the Electrochemical Society, 169(10), 100519. https://doi.org/10.1149/1945-7111/ac9718

Alhaider M., Ahmed E., Aly M., Serhan H., Mohamed E. and Ali Z., 2020, New Temperature-Compensated Multi-Step Constant-Current Charging Method for Reliable Operation of Battery Energy Storage Systems, IEEE Access, 8, 27961–27972. https://doi.org/10.1109/access.2020.2972391

Bennehalli B., 2024, Machine Learning Approach to Battery Management and Balancing Techniques for Enhancing Electric Vehicle Battery Performance, JES, 20(2s), 885–892. https://doi.org/10.52783/jes.1685

Chen S., Zhao Z. and Gu X., 2020, The Research on Characteristics of Li-NiMnCo Lithium-Ion Batteries in Electric Vehicles, Journal of Energy, 2020, 1–10. https://doi.org/10.1155/2020/3721047

Gowda K. and Nagashree R., 2023, Examining Effective Battery Management Systems for Electric Vehicles – A Review Analysis, International Research Journal of Modernization in Engineering Technology and Science. https://doi.org/10.56726/irjmets36741

Huang X., Liu W., Acharya A., Meng J., Teodorescu R. and Stroe D., 2022, Effect of Pulsed Current on Charging Performance of Lithium-Ion Batteries, IEEE Transactions on Industrial Electronics, 69(10), 10144–10153. https://doi.org/10.1109/tie.2021.3121726

Huang Y., Wang S., Wang Z. and Xu G., 2024, Investigation of Lithium-Ion Battery Negative Pulsed Charging Strategy Using Non-Dominated Sorting Genetic Algorithm II, Electronics, 13(11), 2178. https://doi.org/10.3390/electronics13112178

Kaleem A., Khalil I., Aslam S., Ullah N., Otaibi S. and Algethami M., 2021, Feedback PID Controller-Based Closed-Loop Fast Charging of Lithium-Ion Batteries Using Constant-Temperature–Constant-Voltage Method,

Electronics, 10(22), 2872. https://doi.org/10.3390/electronics10222872

Karmkar B., Mokal R., Landge S. and Jadhav B., 2024, Design and Implement a BTMS Using Phase Change Material – A Review, International Journal for Research in Applied Science and Engineering Technology, 12(5), 4249–4253. https://doi.org/10.22214/ijraset.2024.62545

Li R., Wei X., Sun H., Sun H. and Zhang X., 2022, Fast Charging Optimization for Lithium-Ion Batteries Based on Improved Electro-Thermal Coupling Model, Energies, 15(19), 7038. https://doi.org/10.3390/en15197038

Makeen P., Ghali H. and Memon S., 2020, Experimental and Theoretical Analysis of the Fast Charging Polymer Lithium-Ion Battery Based on Cuckoo Optimization Algorithm (COA), IEEE Access, 8, 140486–140496. https://doi.org/10.1109/access.2020.3012913

Pham H., Padwal C., Fernando J., Wang T., Kim T., Golberg D. and Dubal D., 2021, Back-Integration of Recovered Graphite from Waste-Batteries as Ultra-High Capacity and Stable Anode for Potassium-Ion Battery, Batteries & Supercaps, 5(3). https://doi.org/10.1002/batt.202100335

Petrov, O. (2023). Directing the uniformity of the level of pulse charging of li-ion batteries used in automotive industry. Journal of Engineering Science, 30(3), 35-59. https://doi.org/10.52326/jes.utm.2023.30(3).04

Saxena S., Roman D., Robu V., Flynn D. and Pecht M., 2021, Battery Stress Factor Ranking for Accelerated Degradation Test Planning Using Machine Learning, Energies, 14(3), 723. https://doi.org/10.3390/en14030723

Shahid A., Manzoor S., Khan U., Majeed A., Khan I. and Mohamed A., 2023, Battery Charger Load-Following Controller for Over-Voltage and Under-Voltage Conditions, Frontiers in Energy Research, 11. https://doi.org/10.3389/fenrg.2023.1239271

Soudbakhsh D., Gilaki M., Lynch W., Zhang P., Choi T. and Sahraei E., 2020, Electrical Response of Mechanically Damaged Lithium-Ion Batteries, Energies, 13(17), 4284. https://doi.org/10.3390/en13174284

Suci W., Putro F., Adinata F., Nizam M., Ramelan A. and Ramadhani A., 2023, Design and Implementation of DC Fast Charging for 48V LiFePO4 Battery Pack, E3S Web of Conferences, 465, 02055. https://doi.org/10.1051/e3sconf/202346502055

Venkitaraman A. and Kosuru V., 2023, Hybrid Deep Learning Mechanism for Charging Control and Management of Electric Vehicles, European Journal of Electrical Engineering and Computer Science, 7(1), 38–46. https://doi.org/10.24018/ejece.2023.7.1.485

Wang T. and Liang W., 2024, Five-Stage Fast Charging of Lithium-Ion Batteries Based on Lamb Waves Depolarization, Energies, 17(12), 2992. https://doi.org/10.3390/en17122992

Wei X., Shi Y., Li G., Zhang Z. and Chang S., 2024, Wide-Load-Range Double-T Resonant Converter for CC/CV Battery Charging, Electronics, 13(3), 533. https://doi.org/10.3390/electronics13030533

Zentani A., Almaktoof A. and Kahn M., 2024, A Comprehensive Review of Developments in Electric Vehicles Fast Charging Technology, Applied Sciences, 14(11), 4728. https://doi.org/10.3390/app14114728

TERMOELEKTRİK TABANLI KURUTMA SİSTEMİNDE NEM ALMA PERFORMANSININ DENEYSEL VE SAYISAL ANALİZİ

Muhammet Harun OSTA*, Hassen GHALY*, Onur KÜÇÜKKURT*, Faruk YEŞİLDAL*, Kenan YAKUT*

*Atatürk Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makine Mühendisliği Bölümü
25240 Yakutiye, Erzurum, harun.osta@atauni.edu.tr, , hassen.ghaly18@ogr.atauni.edu.tr, onurk@atauni.edu.tr , fyesildal@atauni.edu.tr, kyakut@atauni.edu.tr

Özet: Termoelektrik soğutucuların, basit yapıları sayesinde küçük ölçekli nem alma, su üretimi, soğutma, ısıtma ve kurutma sistemlerinde kullanımı giderek artmaktadır. Bu aygıtlar, bir yüzeyden ısı çekip diğer yüzeye ileterek aynı anda ısıtma ve soğutma yapabilmektedir. Isıtma ve soğutma işlemleri, kurutmanın temel bileşenleri olduğu için, bu modüllerin kurutma çevrimlerinde kullanılması daha kompakt ve verimli sistem tasarımı sağlamaktadır. Geleneksel açık çevrimli kurutma sistemlerinde görülen enerji kaybı, yetersiz hijyenik hava kontrolü ve özellikle ısıya duyarlı gıda ürünlerinde yaşanan kalite kaybı gibi temel sorunlara çevre dostu bir çözüm sunmak amacıyla, termoelektrik modüllerle güçlendirilmiş kurutma sistemleri etkili bir alternatif oluşturmaktadır. Bu çalışmada, termoelektrik tabanlı kapalı kurutma sisteminde harici bir ısıtıcı veya nem alma ünitesine ihtiyaç duyulmadan doğrudan termoelektrik modüller tarafından oluşturulan sıcaklık farkı kullanılarak havadaki nem yoğunlaştırılmış ve uzaklaştırılmıştır. Sistemin nem alma performansı, yapılan deneysel çalışmalar ve sayısal analizler ile incelenmiştir.Nem alma süreci iki kademede gerçekleştirilmiştir. Birinci kademede havayı koşullandırmak için ön soğutma ve ısıtma uygulanmış, ikinci kademede ise atık ısının çevre ortamına verilmesiyle soğutma etkinliği artırılmış ve bu sayede daha etkili bir nem alma sağlanmıştır. Deneyler, 3-7 V aralığında giriş voltajları, %60-90 aralığında bağıl nem seviyeleri ve farklı hava debilerinde gerçekleştirildi. Maksimum nem giderme hızı, 7 V giriş voltajında ve %90 bağıl nemde 20,3 g/h olarak ölçülmüştür. Ayrıca, Ansys Fluent programı kullanılarak sayısal analizler gerçekleştirilmiş ve elde edilen sonuçlar deneysel verilerle karşılaştırılmıştır. Deneysel ve sayısal sonuçlar arasında iyi bir uyum gözlemlenmiştir.
Anahtar Kelimler: Termoelektrik nem alma, Termoelektrik soğutma, Kapalı çevrimli kurutma, İki kademeli termoelektrik sistem

Abstract: Thermoelectric coolers are increasingly being used in small-scale dehumidification, water production, cooling, heating, and drying systems due to their simple structures. These devices can simultaneously heat and cool by drawing heat from one surface and transferring it to another. Since heating and cooling processes are the fundamental components of drying, using these modules in drying cycles provides a more compact and efficient system design.To provide an environmentally friendly solution to key problems such as energy loss, inadequate hygienic air control, and quality loss in heat-sensitive food products observed in traditional open-loop drying systems, drying systems enhanced with thermoelectric modules offer an effective alternative. In this study, moisture in the air was condensed and removed using the temperature difference directly created by thermoelectric modules in a thermoelectric-based closed drying system, without the need for an external heater or dehumidification unit. The system's dehumidification performance was examined through experimental studies and numerical analyses. The dehumidification process was carried out in two stages. In the first stage, pre-cooling and heating were applied to condition the air, and in the second stage, the cooling efficiency was increased by releasing waste heat into the surrounding environment, thereby achieving more effective dehumidification. Experiments were conducted with input voltages ranging from 3 to 7 V, relative humidity levels between 60% and 90%, and different air flow rates. The maximum moisture removal rate was measured at 20,3 g/h with a 7 V input voltage and 90% relative humidity. Additionally, numerical analyses were conducted using the Ansys Fluent program, and the obtained results were compared with experimental data. A good agreement was observed between the experimental and numerical results.
Keywords: Thermoelectric dehumdification, Thermoelectric cooling, Closed-loop drying, Two-stage thermoelectric system

KISALTMALAR VE SİMGELER DİZİNİ

P	:Basınç (Pa)	**TED**	:Termoelektrik Nem Alıcı
Q_c	:Soğutma Kapasitesi (W)	**HP**	:Isı Borusu
Q_h	:Isıtma Kapasitesi (W)	**PID**	:Proportional Integral Derivative
R	:Elektrik Direnci (Ω)		
K	:Termal İletkenlik ($WK^{-1}m^{-1}$)	**ρ**	:Yoğunluk
T	:Sıcaklık (K)	**ω**	:Özgül Nem
V	:Voltaj (V)	**φ**	:Bağıl Nem
I	:Akım (A)		
$\dot{m}$	:Kütlesel Hava Debisi (kg/s)	**c**	:Soğutma
h	:Entalpi (kJ/kg)	**h**	:Isıtma
m_{cw}	:Yoğuşan Nem Kütlesi (kg)	**maks**	:Maksimum
		i	:Giriş
CLHPD	:Kapalı Çevrimli Isı Pompalı Kurutma	**o**	:Çıkış
TEM	:Termoelektrik Modül	**act**	:Gerçek
MRR	:Nem Alma Hızı (g/saat)	**h**	:Hava
BKIK	:Birinci Kademe Isıtma Kanalı	**TE**	:Termoelektrik
BKSK	:Birinci Kademe Soğutma Kanalı	**cw**	:Yoğuşan Su
İKNK	:İkinci Kademe Nem Alma Kanalı		

GİRİŞ

Gıda ve enerji, insan yaşamının sürdürülebilirliği için vazgeçilmez iki unsurdur. Gıda güvenliği, sağlıklı beslenmenin yanı sıra toplumsal refah için de kritik öneme sahiptir [1]. Bu kapsamda kurutma işlemi, özellikle bitkisel ürünlerin raf ömrünü uzatmak için yaygın olarak kullanılmaktadır. Ancak geleneksel kurutma sistemleri, yüksek sıcaklık kaynaklı kalite kaybı, enerji israfı [2], [3] ve hijyen sorunları gibi ciddi sınırlamalara sahiptir [4], [5], [6]. Literatürde, 1 kg suyun gıdadan uzaklaştırılması için gereken enerji tüketiminin 11 kWh'ye kadar çıkabildiği [7], [8] ve bazı besin öğelerinde %60'a varan kayıplar görüldüğü bildirilmektedir [9].

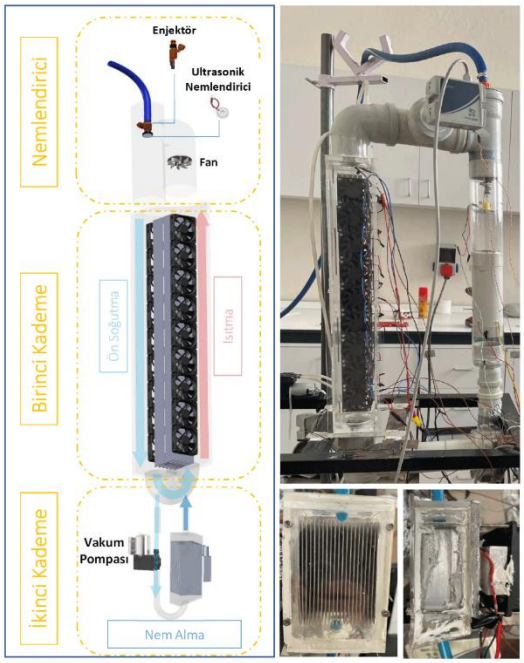
Son yıllarda geliştirilen kapalı çevrimli sistemler, işlem havasını yeniden dolaşıma sokarak enerji tasarrufu ve hijyen avantajı sunmaktadır. Bu sistemler arasında yer alan CLHPD yapıları [12], [13], düşük sıcaklıkta çalışarak kaliteyi korurken enerji geri kazanımı sağlar [14]. Ancak buhar sıkıştırmalı sistemlerin çevresel etkileri, karmaşık yapıları ve gürültülü çalışmaları, küçük ölçekli uygulamalar için dezavantaj oluşturmaktadır [15], [16] ,[17], [18].

Termoelektrik nem alma cihazları (TED), bu sınırlamaları aşmak üzere kompakt, sessiz ve çevre dostu bir alternatif olarak öne çıkmaktadır. Hareketli parça içermemeleri, düşük enerji tüketimi ve gazsız çalışmaları nedeniyle bakım kolaylığı sunan TED sistemleri, aynı zamanda atmosferik su üretimi ve iç mekân iklimlendirme gibi farklı alanlarda da kullanılmaktadır [19], [20].

Bu çalışmada, yalnızca termoelektrik modüller kullanılarak, kapalı çevrimli, çok işlevli ve kompakt bir kurutma sistemi tasarlanmıştır. Isıtma, soğutma ve nem alma işlemleri entegre biçimde gerçekleştirilmiş; böylece harici bileşenlere gerek kalmaksızın enerji verimli ve hijyenik bir süreç sağlanmıştır. Önerilen iki kademeli sistemde, her kademe bağımsız olarak yapılandırılmıştır: İlk kademe hava koşullandırma (ısıtma/soğutma), ikinci kademe ise etkin nem alma amacıyla çalıştırılmıştır. Bu yapı, enerji geri kazanımı, düşük yüzey sıcaklığıyla donma riskinden kaçınma ve bileşen optimizasyonu gibi avantajlarla, termoelektrik kurutma sistemlerine özgün bir katkı sunmaktadır.

SİSTEM TANIMI

Kurutma süreçleri yüksek enerji gerektirir; özellikle çıkış havasındaki ısının geri kazanımı sistem verimliliği açısından kritiktir. Bu nedenle önerilen sistemde, birinci kademe TEC modülleri ısı pompası olarak çalıştırılmış ve harici ısıtıcıya ihtiyaç duyulmamıştır. Ancak kapalı çevrimde oluşan ısı birikimini dengelemek ve nemi uzaklaştırmak amacıyla ikinci bir TEC kademe entegre edilmiştir. Bu kademe, hem termal dengeyi sağlar hem de nem alma verimini artırır.

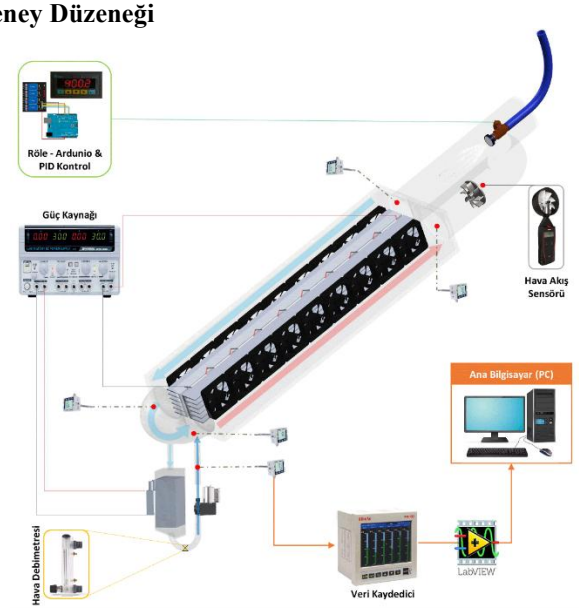


Şekil 1. İki kademeli termoelektrik sistemin deneysel görünümü ve ana birimleri.

Şekil 1'de görüldüğü üzere, sistem bir nemlendirici ile birlikte birinci ve ikinci kademe ünitelerini içermektedir. Ortam havasının belirli bir bağıl nem seviyesinde tutulmasını sağlamak amacıyla entegre edilen ultrasonik nemlendirici, deneysel koşulların istenen nem düzeyinde kararlı hâlde sürdürülmesini sağlar. Birinci kademedeki termoelektrik modüllerin soğuk yüzeylerinden uzaklaştırılan atık ısı, nemi alınmış havayı ısıtarak kurutma havasını koşullandırmak için kullanılmıştır. Buna karşılık, ikinci kademenin soğuk yüzeyinden uzaklaştırılan atık ısı sistemden dışarı atılmıştır; böylece daha etkili bir soğutma sağlanmıştır. Nemli hava, önce birinci kademenin soğuk kanalında ön soğutmaya tabi tutulur, ardından ikinci kademenin soğuk kanalında neminden arındırılır. Son aşamada ise, nemi giderilmiş hava birinci kademenin ısıtma kanalında yeniden ısıtılarak sistem içine geri yönlendirilir.

Bu çalışmada asıl amaç, farklı sabit bağıl nem koşullarında sistemin nem giderme performansının (MRR) değerlendirilmesidir; tam bir kurutma prosesi gerçekleştirilmemiştir. Deney süresinin 1 saat olarak seçilmesinin nedeni, ön testlerde sistemin yaklaşık ilk 15–20 dakika içinde geçici rejimi tamamlayarak kararlı hâle ulaşmasıdır. Böylece kalan sürede elde edilen veriler, MRR değerlerinin kararlı hâl davranışını güvenilir biçimde ortaya koymuştur. Dolayısıyla 1 saatlik veri toplama süresi, uzun süreli kararlılık ve performans hakkında öngörü yapılabilmesi için yeterli görülmektedir.

Deney Düzeneği



Şekil 2. Deney Düzeneğinin Şematik Diyagramı

Deneysel sistemin şematik diyagramı Şekil 2'de sunulmuştur. Birinci ve ikinci kademe ile nemlendirici ünitesine ek olarak, sistem bir PID kontrol cihazı, röle, Arduino, güç kaynakları, radyal fan, vakum pompası ve veri ölçüm/kayıt birimlerinden oluşmaktadır.

PID kontrol cihazı, BKSK (Birinci Kademe Soğutma Kanalı) girişindeki bağıl nem seviyesini sabit tutmakla görevlidir.

Röle ve Arduino, enjeksiyon sistemine entegre ultrasonik nemlendiricinin aralıklı olarak çalışmasını sağlar.

Kütlesel hava debileri, fana bağlı değişken direnç ayarlanarak kontrol edilmiştir. İkinci kademedeki hava akışı ise vakum pompası ile sağlanmıştır.

TEC modülleri ve fanlar, çıkış aralığı 0–30 V ve 0–3 A olan dört adet DC güç kaynağı ile beslenmiştir.

Kanal giriş ve çıkış noktalarına sıcaklık ve bağıl nem sensörleri yerleştirilmiştir.

Tablo 1. Deneysel Ekipmanların Teknik Özellikleri

Ekipman	Ölçüm Aralığı	Doğruluk (Hassasiyet)	Çözünürlük
Dijital Sıcaklık ve Nem Kontrol Sensörü (Novus RHT Climate)	-40 °C – 100 °C 0% – 100% RH	±0,4 °C ±,.8% RH	0,01 °C 0,01% RH
Dijital Hava Akış Sensörü (KIMO AMI 310)	3 m/s – 20 m/s	± 0,1 m/s	0,1 m/s
DC Güç Kaynağı (GW Instek GPS-3030DD)	0-30 V 0-3 A	±0,01% +3 mV ±0,2% +2 mA	±0,01 mV ±0,01 mA

Ölçüm verileri bir veri kayıt cihazı (data logger) aracılığıyla kaydedilmiş ve gerçek zamanlı grafik izleme LabVIEW yazılımı üzerinden gerçekleştirilmiştir. Deney düzeneğinde kullanılan ölçüm cihazlarının teknik özellikleri Tablo 1'de sunulmuştur.

3. MATEMATİKSEL MODEL

3.1. Termoelektrik Model

Bu çalışmada, termoelektrik modül (TEM) tabanlı sistemde sadece **nem alma performansı** sayısal olarak incelenmiş ve deneysel sonuçlarla karşılaştırılmıştır. Bu kapsamda, nem alma miktarını (MRR) hesaplamak için giriş ve çıkış havası özelliklerinden yararlanılmıştır.

3.2. Nem Giderme Miktarı (MRR)

Nem giderme miktarı (MRR) ve yoğuşan su miktarı gibi parametreler, termoelektrik cihazın giriş ve çıkışındaki hava özellikleri kullanılarak değerlendirilebilir [21].

$$MRR = (\dot{m}_i \omega_i - \dot{m}_o \omega_o) \quad (1)$$

$$m_{CW} = MRR.t \quad (2)$$

Birinci kademenin soğutma kanalında nemli hava ısı kaybederken, aynı kademenin ısıtma kanalında kuru havanın sıcaklığı artar. Termoelektrik modüllerin (TEM) soğuk yüzeyi ile hava arasındaki ısı transferi, birinci kademenin giriş ve çıkış havası için entalpi değişimi kullanılarak hesaplanabilir. Benzer şekilde, ikinci kademenin giriş ve çıkış havasına ait özgül nem değerleri kullanılarak, yoğuşan su miktarı ve nem alma hızı hesaplanabilir. Tablo 2'de, ikinci kademeye ait kütle ve enerji denklemleri gösterilmiştir.

SAYISAL MODELLEME

Bu çalışmada, kapalı çevrim hava sistemine entegre edilen yenilikçi iki kademeli termoelektrik sistemin ikinci kademesinde gerçekleşen yoğuşmalı nem alma süreci, ANSYS Fluent yazılımı kullanılarak sayısal olarak modellenmiştir. Sayısal analiz, sistemin en yüksek nem alma kapasitesine ulaştığı deneysel koşul temel alınarak gerçekleştirilmiştir. Bu koşul, 7 V gerilim altında %90 bağıl neme sahip hava akışının sabit kütlesel debiyle sisteme girdiği durumu temsil etmektedir.
Sayısal analiz kapsamında, sistemin üç boyutlu (3D) ve zamana bağlı çözümü yapılmıştır. Nem alma yalnızca ikinci kademede gerçekleştiğinden, modelleme bu kısımla sınırlandırılmış ve termoelektrik modülün soğuk yüzeyi sabit sıcaklık sınır koşulu olarak tanımlanmıştır. Girişten hava-su buharı karışımı tanımlanmış ve %90 bağıl nem altında sabit debili hava akışı modellenmiştir. Çok fazlı akışın çözümünde Eulerian multiphase model kullanılmış, buharın sıvı hale geçişi hesaplanmıştır. Zamana bağlı elde edilen water volume fraction verisi üzerinden yoğuşan su miktarı izlenmiş, bu veri integral alınarak toplam yoğuşma miktarı belirlenmiştir. Son olarak, bu miktar belirli bir süreye oranlanarak saatlik bazda MRR (Nem Alma Hızı) hesaplanmış ve deneysel sonuçla karşılaştırılmıştır.

Yönetim Denklemleri

Nemli havanın termoelektrik yüzeyler üzerinden akışı sırasında gerçekleşen ısı ve kütle geçişi, temel korunum denklemleri çerçevesinde modellenmiştir. Bu kapsamda, kütle korunumu (continuity), momentum korunumu (Navier-Stokes) ve enerji korunumu denklemleri kullanılmıştır. Ayrıca, su buharının yoğuşarak sıvı hale geçtiği faz geçişi süreci, çok fazlı akış modeli ile birlikte çözülmüştür.

Bu çalışmada ANSYS Fluent yazılımında Eulerian çok fazlı akış modeli (Eulerian Multiphase Model) tercih edilmiştir. Bu model ile gaz fazındaki nemli hava (kuru hava + su buharı) ve sıvı fazdaki yoğuşmuş su ayrı ayrı fazlar olarak izlenmiştir. Su buharının yoğuşması,

Tablo 2. İkinci Kademe Kütle ve Enerji Denklemleri

Bileşen	Kütle ve Enerji Denklemleri
	$Q_{c,2} = [\dot{m}_{a,2} C_{a,2} \Delta T + \dot{m}_{CW} h_{fg}]$ $\dot{m}_{CW} = (\dot{m}_{a,2}\omega_3 - \dot{m}_{a,2}\omega_2)$ $m_{CW} = (\dot{m}_{a,2}\omega_3 - \dot{m}_{a,2}\omega_2).t$

doygunluk sıcaklığının altında gerçekleşen bir faz geçişi olarak modellenmiş ve bu geçişte tür difüzyonu ile enerji taşınımı birlikte değerlendirilmiştir. Sayısal çözümde kullanılan temel denklemler aşağıda özetlenmiştir [21]

Kütle korunumu denklemi, yoğunluğun zamana bağlı değişimi ve hız alanı üzerinden taşınması dikkate alınarak tanımlanır. Bu ifade genel olarak aşağıdaki şekilde yazılır:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla\,(\rho\,\vec{v}) = 0 \qquad (3)$$

Burada ρ yoğunluğu; $\vec{v}$ hız vektörünü temsil etmektedir. Momentum korunumu denklemi, akışkanın hareketinin Newton'un ikinci yasasına göre analiz edilmesini sağlar. Akışkanın birim hacmine etki eden basınç, viskoz gerilmeler ve dış kuvvetlerin toplam etkisi bu denklemle tanımlanır:

$$\frac{\partial(\rho\vec{v})}{\partial t} + \nabla\,(\rho\,\vec{v}\vec{v}) = -\nabla p + \nabla\,.\,[\mu(\nabla\vec{v} + (\nabla\vec{v})^T] + \vec{F} \qquad (4)$$

Denklemde p: basınç, μ: dinamik viskozite, (∇v⃗)T: hız gradyeninin transpozu ve $\vec{F}$: hacimsel dış kuvvetleri ifade eder.

Enerji denklemi, bir akışkandaki iç enerji, kinetik enerji ve basınç etkilerinin zamanla ve konumla nasıl değiştiğini gösterir. Isı iletimi, türlerin entalpisi ve viskoz gerilmeler enerji taşınımında dikkate alınan ana bileşenlerdir:

$$\frac{\partial(\rho E)}{\partial t} + \nabla\,(\vec{v}(\rho E + p) = \nabla\,.\,\left(k_{eff}\,\nabla T - \sum_j h_j \vec{J}_j + \tau_{eff}\,.\,\vec{v}\right) + S_E \qquad (5)$$

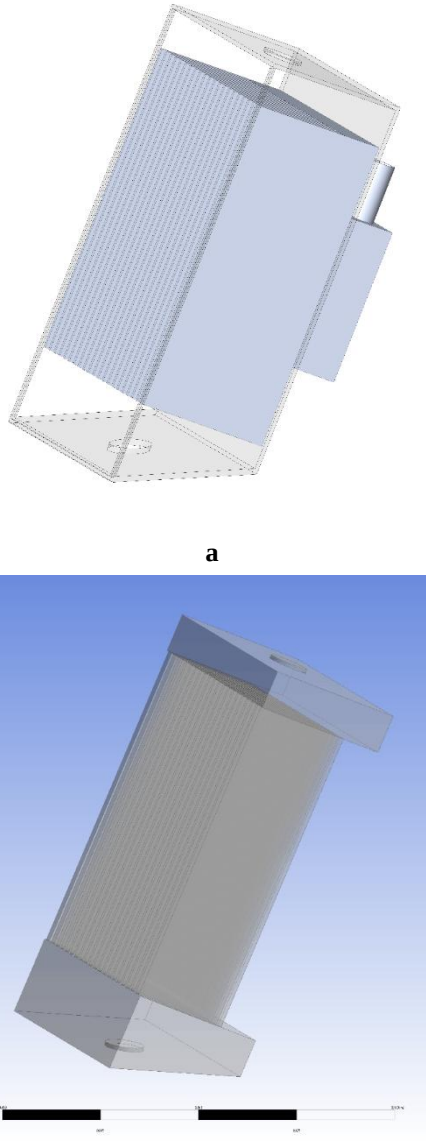
Burada E: toplam enerji, T: sıcaklık, keff: efektif ısı iletkenliği, hj,jj: türün entalpisi, $\vec{J}_j$: tür difüzyon akısı, τeff : viskoz gerilme tensörü, SE : enerji kaynağı terimidir.

Nemli havanın modellenmesinde tür taşınımı büyük önem taşır. Bu denklem, farklı gaz bileşenlerinin taşınımı ve yayılımını, hem taşınımla hem de difüzyonla açıklayan temel formdur:

$$\frac{\partial(\rho Y_i)}{\partial t} + \nabla\,(\rho\,\vec{v}Y_i) = -\nabla\vec{J}_i + R_i + S_i \qquad (6)$$

Burada Yi ,i: türün kütle kesri, $\vec{J}_j$: tür difüzyon akısı, Ri : reaksiyon terimi; Si : dış kaynak terimidir.

4.2. Geometri



a

b

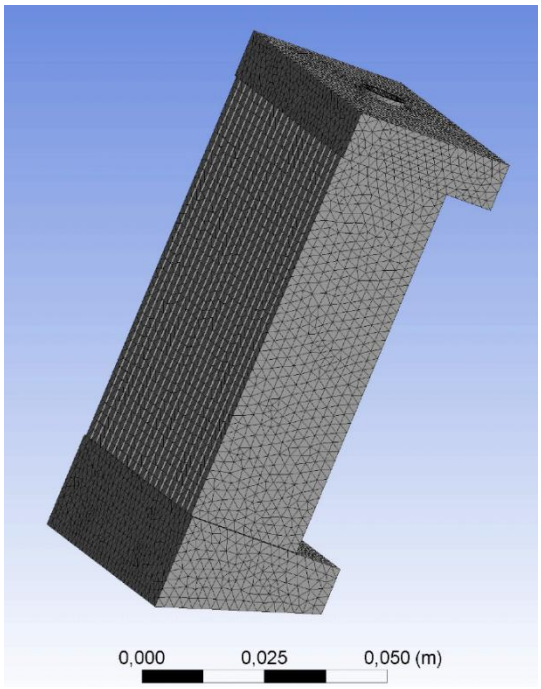
Şekil 3. (a) İkinci kademe kanal geometrisinin SolidWorks ortamında oluşturulan 3B tasarımı, **(b)** Aynı geometrinin ANSYS DesignModeler ortamında modellenmiş hali.

Modellemede yalnızca ikinci kademe ele alınmıştır, çünkü aktif nem giderme (yoğuşma) süreci bu bölümde gerçekleşmektedir. Hava akışı, giriş sınırında homojen şekilde tanımlanmış; çıkış yüzeyi ise atmosfer basıncına sabitlenmiştir. Yoğun yoğuşmanın gerçekleştiği termoelektrik yüzeyler, sabit düşük sıcaklıkta sınır koşullarıyla modellenmiştir. Sistem geometrisi, deneysel düzeneğe uygun şekilde üç boyutlu olarak CAD ortamında tasarlanmış olup, modelleme için kullanılan 3B geometri SolidWorks yazılımında oluşturulmuştur (Şekil 3). Bu modele ait boyutsal bilgiler yukarıda 3.2. İkinci Kademe başlığı altında detaylı olarak sunulmuştur.

4.3. Mesh Modeli ve Mesh Bağımsızlığı

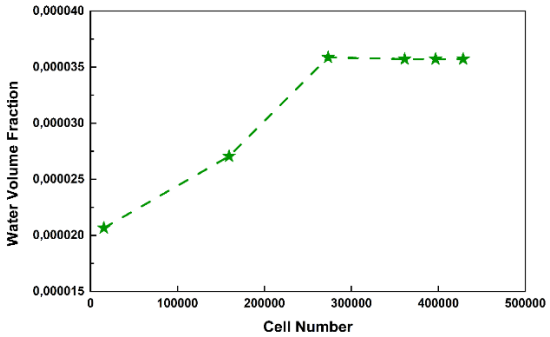
Modelin ağ yapısı, üç boyutlu hacim boyunca tetrahedral (dört yüzlü) elemanlar kullanılarak oluşturulmuştur.

Yüzeylerde ise üçgen (triangular) yüzey elemanları yer almaktadır (Şekil 4a). Yoğuşmanın gerçekleştiği bölgelerde çözüm hassasiyetini artırmak amacıyla yerel mesh inceltme uygulanmış ve toplamda 361273 hücreden oluşan bir mesh yapısı elde edilmiştir.



Şekil 4. a) Mesh Yapısı **b)** Sınır Şartları

Modelde çözümün ağ yoğunluğundan bağımsızlığını sağlamak amacıyla farklı ağ büyüklüklerinde testler yapılmış, sonuçlar karşılaştırılmış ve optimum mesh yapılandırması seçilmiştir.



Şekil 5. Mesh Bağımsızlığı

Sınır Şartları

Giriş sınırında, sıcaklık ve %90 bağıl neme sahip hava-su buharı karışımı tanımlanmıştır. Çıkış sınırında sabit ortam basıncı koşulu atanmış; termoelektrik yüzeyler sabit sıcaklıkta sınırlar olarak modellenmiştir. Termoelektrik modülün soğuk yüzeyi, deneyselde elde edilen soğutucu plaka sıcaklığına sabitlenmiş ve yoğuşmanın bu yüzeyde gerçekleşeceği kabul edilmiştir. Benzer şekilde, sıcak yüzeye temas eden kanatçık yüzeyine de sabit sıcaklık sınır koşulu atanmıştır. Kanal duvarlarına ise kayma olmayan (no-slip) ve adyabatik sınır koşulları uygulanmıştır (Şekil 4b).

Çözümde ANSYS Fluent yazılımı kullanılmış ve hesaplamalar zamana bağlı (transient) olarak gerçekleştirilmiştir. Zaman adımı 0.005 s olarak seçilmiş, her senaryo için 200 zaman adımı ile toplam 1 saniyelik süre modellenmiştir. Çözümde pressure-based çözüm yöntemi kullanılmış, akış ve enerji denklemleri Coupled algoritmasıyla çözülmüştür. Konverjans kriterleri tüm denklemler için 10^{-5} seviyesinde tanımlanmıştır. Tür taşınımı ve enerji denklemleriyle birlikte çok fazlı geçişler aktif olarak modellenmiştir.

ARAŞTIRMA BULGULARI

Testlerin Deneysel Prosedürü

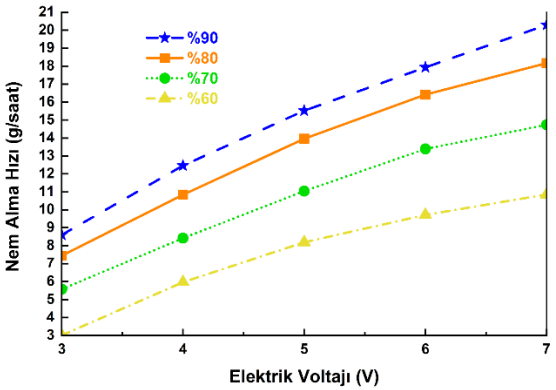
Bu çalışmada, Deney Düzeneği bölümünde detayları verilen deney düzeneğinin kurulmasının ardından deneysel uygulamalara başlanmıştır. Isıtma ve soğutma amacıyla termoelektrik modüllerin (TEM) kullanıldığı sistemde, soğutma işlemi iki kademeli, ısıtma işlemi ise tek kademeli olarak gerçekleştirilmiştir. İyi yalıtılmış sistemde enerji birikimini önlemek ve kararlı çalışma koşullarını sağlamak amacıyla ikinci bir TEC modülü entegre edilerek hem termal denge sağlanmış hem de etkin nem giderimi mümkün kılınmıştır.

Deneysel çalışmada birinci TEC modülü 3, 4, 5, 6 ve 7 V gerilim seviyelerinde çalıştırılmıştır. Sistem giriş bağıl nemi için 60%, 70%, 80% ve 90% olmak üzere dört farklı değer; hava debisi için ise 0,0124, 0,0141 ve 0,0148 kg/s olmak üzere üç farklı değer belirlenmiştir. Bu kombinasyonlarla toplamda 60 adet deney gerçekleştirilmiştir. Deneyler, laboratuvar ortamında 20

± 1 °C çevre sıcaklığında yürütülmüş; sistemin kararlı duruma ulaşması yaklaşık 2 saat sürmüştür. Kararlı duruma ulaşan sistemde, 5 saniyelik örnekleme aralıklarıyla 1 saat boyunca veri toplanmıştır. Termoelektrik Model bölümünde belirtilen hesaplamalar için, elde edilen bu verilerin ortalamaları kullanılmıştır.

Nem Alma Hızı ve Nem Alma Hızı Etkinliği

Şekil 6 incelendiğinde 0,0148 kg/s hava debisi ile yapılan deneylerde birinci kademede uygulanan elektrik voltajına ve bağıl neme bağlı olarak nem alma hızında önemli değişimleri gözlemlenmiştir. Bağıl nem arttıkça, tüm gerilim değerleri için nem alma hızında artış meydana gelmiştir. Bağıl nemin artması, havadaki mutlak nem miktarının yükselmesine neden olur ve bu da soğuk bir yüzeye ulaşıldığında daha fazla yoğuşma oluşmasına yol açar. Tüm bağıl nem seviyelerinde, nem giderme oranındaki artış hızı, 3 V'tan 7 V'a doğru kademeli olarak azalmaktadır. Nem alma hızındaki yavaşlama, birim başına nem giderimi için harcanan enerji açısından optimum çalışma koşullarından uzaklaştığını göstermektedir. Bu durumun temel nedeni, birinci aşamadaki soğuk yüzeyin artık soğutma işlevi görmemesi ve bunun yerine ısıtıcı bir etki oluşturmasıdır; bu da sistem performansını olumsuz etkilemektedir. Elde edilen bulgulara göre %60 bağıl nem ve 3 V altında ölçülen nem alma hızı 3 g/saat olarak en düşük seviyede kalmıştır. Aynı gerilim seviyesinde (3 V) fakat %90 bağıl nem koşullarında çalıştırıldığında, nem alma hızı değeri 8,6 g/saat'e yükselmiştir. Farklı bağıl nem koşulları altında, gerilim arttıkça nem alma hızı da artmış ve 7 V seviyesinde 20,3 g/saat ile maksimum değere ulaşmıştır.



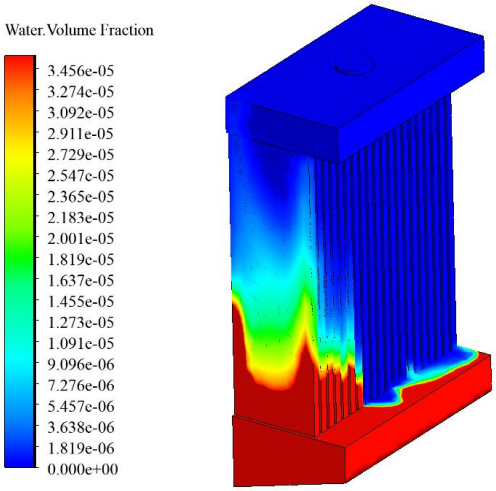
Şekil 6. Nem alma hızının elektrik voltajı ve bağıl neme bağlı olarak değişimi (ṁ= 0,0148 kg/s).

HAD Analizi

Sayısal modelin güvenilirliğini değerlendirmek amacıyla, deneysel olarak elde edilen nem giderme oranı (MRR), ANSYS Fluent kullanılarak simüle edilen sayısal MRR değeri ile karşılaştırılmıştır. Karşılaştırma, %90 bağıl nem ve sabit hava debisi koşullarında, yalnızca 7 V uygulama gerilimi altında gerçekleştirilmiştir. Sayısal analizde, MRR değeri simülasyon sonunda elde edilen su hacimsel oranı (water volume fraction) verilerinin hacim üzerinden integrasyonu yoluyla hesaplanmış, ardından belirli bir süreye oranlanarak saatlik nem alma oranı elde edilmiştir. Teorik MRR değeri ise Denklem 1'e göre hesaplanmıştır. Şekil 7'de, bu analiz kapsamında elde edilen water volume fraction dağılımı görsel olarak sunulmaktadır.

Teorik MRR: 20,29 g/saat
Sayısal MRR: 18,65 g/saat
Bağıl Hata: %8,1
Uyum Oranı: %91,9

Elde edilen %91,9'luk uyum oranı, sayısal modelin teorik yaklaşımla yüksek düzeyde örtüştüğünü ve nem giderme sürecini başarıyla temsil ettiğini göstermektedir. Ayrıca, sistemin fiziksel davranışıyla uyumlu olarak teorik ve sayısal sonuçların benzer eğilim göstermesi, geliştirilen modelin ikinci kademedeki nem giderme performansını yüksek doğrulukla öngörebildiğini ve benzer sistemlerin tasarımında güvenilir bir araç olarak kullanılabileceğini ortaya koymaktadır.



Şekil 7. Sayısal analiz sonucunda elde edilen water volume fraction dağılımı.

SONUÇLAR VE ÖNERILER

Bu çalışmada, düşük sıcaklıklı kurutma koşulları ve hijyenik hava ortamı sağlayan, aynı zamanda atık ısı enerjisini sistemin geri dönen havasına yönlendiren termoelektrik tabanlı bir kurutma sistemi tasarlanmıştır. Önerilen bağımsız çalışabilen iki kademeli sistemde, birinci kademe termoelektrik modüller ısı pompası olarak işlev görmekte; ikinci kademe ise düşük sıcaklıklarda etkin nem giderimi için soğutma sağlamaktadır. Birbirine bağlı geleneksel iki kademeli TEC sistemlerinin aksine, bu yapı ısıtma, soğutma ve nem alma süreçlerinin ayrı ayrı kontrol edilmesine olanak tanımaktadır. Deneyler, farklı hava debileri ve bağıl nem koşullarında gerçekleştirilmiş; birinci kademedeki TEC modüllerine 3 ila 7 V arasında değişen gerilimler uygulanmıştır. Deneysel çalışmalarda; nem alma oranı, nem alma etkinliği, termoelektrik modüllerin soğutma ve ısıtma verimleri incelenmiş ve elde edilen bazı önemli sonuçlar aşağıda özetlenmiştir:

Bağıl nem oranının artırılması, sistemin nem alma kapasitesini önemli ölçüde iyileştirmiştir. Özellikle %90 bağıl nem koşullarında, MRR en yüksek seviyelere

ulaşmıştır. Bu durum, sistemin yüksek nemli ortamlarda daha etkin çalıştığını göstermektedir.

Birinci kademedeki hava debisinin artırılması, ikinci kademeye ulaşan havanın sıcaklık ve nem özelliklerini değiştirerek, ikinci kademedeki nem alma verimliliğini dolaylı olarak etkilemiştir. Hava debisi yüksek olduğunda, ikinci kademeye ulaşan hava daha sıcak ve nemli olmakta, bu da yoğuşma miktarını artırmaktadır. Bu durum, iki kademeli yapıda hava akış parametrelerinin etkileşimli biçimde değerlendirilmesi gerektiğini göstermektedir.

Sayısal analizle elde edilen MRR değeri, teorik hesapla %91,9 oranında yüksek bir uyum göstermiştir. Bu durum, modelin nem giderme performansını doğru tahmin edebildiğini ortaya koymaktadır.

Bu çalışma, bağımsız çalışabilen iki kademeli TEC tabanlı kurutma sisteminin, değişen bağıl nem ve gerilim koşulları altında hem termoelektrik performans hem de kurutma verimliliği açısından umut verici sonuçlar sunduğunu ortaya koymuştur. Elde edilen bulgular doğrultusunda, gelecekteki araştırmalar ve uygulamalar için aşağıdaki öneriler sunulmaktadır:

Gerçek zamanlı uygulamalarda termoelektrik verimlilik ile nem alma performansı arasındaki dengeyi sağlamak amacıyla, dinamik voltaj kontrol stratejilerine odaklanan optimizasyon çalışmaları yapılabilir.

Farklı kurutma malzemeleri ve değişen çevresel koşullar altında sistem performansının incelenmesi, sistemin pratikte ölçeklenebilirliğinin değerlendirilmesine katkı sağlayacaktır.

Ayrıca, gelecekte gerçekleştirilecek deneysel ve sayısal modelleme çalışmalarında; daha geniş voltaj ve hava debisi aralıkları, ayrıca birinci ve ikinci kademelerde farklı sayıda termoelektrik modül ve soğutma kapasitesi dikkate alınarak sistemin değerlendirilmesi ve optimize edilmesi önerilmektedir.

KAYNAKLAR

[1] S. Bhattacharjee, P. Mohanty, J. K. Sahu, and J. N. Sahu, "A critical review on drying of food materials: Recent progress and key challenges," International Communications in Heat and Mass Transfer, vol. 158, no. August, p. 107863, 2024, doi: 10.1016/j.icheatmasstransfer.2024.107863.

[2] C. Ozuna, J. A. Cárcel, P. M. Walde, and J. V. Garcia-Perez, "Low-temperature drying of salted cod (Gadus morhua) assisted by high power ultrasound: Kinetics and physical properties," Innovative Food Science & Emerging Technologies, vol. 23, pp. 146–155, Jun. 2014, doi: 10.1016/J.IFSET.2014.03.008.

[3] J. V. Santacatalina, J. R. Soriano, J. A. Cárcel, and J. V. Garcia-Perez, "Influence of air velocity and temperature on ultrasonically assisted low temperature drying of eggplant," Food and Bioproducts Processing, vol. 100, pp. 282–291, Oct. 2016, doi: 10.1016/J.FBP.2016.07.010.

[4] K. N. Çerçi and E. Hürdoğan, "Performance assessment of a heat pump assisted rotary desiccant dryer for low temperature peanut drying," Biosyst Eng, vol. 223, pp. 1–17, 2022, doi: 10.1016/j.biosystemseng.2022.08.009.

[5] H. Fu, J. Shi, J. Yuan, X. Zhang, and L. Sun, "Heat recovery scheme design and thermodynamic analysis of closed-cycle heat pump drying system," Energy Convers Manag, vol. 286, Jun. 2023, doi: 10.1016/j.enconman.2023.117034.

[6] Z. Yang, Z. Zhu, and F. Zhao, "Simultaneous control of drying temperature and superheat for a closed-loop heat pump dryer," Appl Therm Eng, vol. 93, pp. 571–579, Jan. 2016, doi: 10.1016/J.APPLTHERMALENG.2015.09.117.

[7] A. Menon, V. Stojceska, and S. A. Tassou, "A systematic review on the recent advances of the energy efficiency improvements in non-conventional food drying technologies," Trends Food Sci Technol, vol. 100, no. October 2019, pp. 67–76, 2020, doi: 10.1016/j.tifs.2020.03.014.

[8] M. A. Maysami, R. Sedighi, and H. Ghaffari, "Evaluation of different drying processes by energy consumption in an insulated and not insulated laboratory convection dryer," Food Res, vol. 4, pp. 107–111, 2020, doi: 10.26656/fr.2017.4(S6).042.

[9] V. Dewanto, W. Xianzhong, K. K. Adom, and R. H. Liu, "Thermal processing enhances the nutritional value of tomatoes by increasing total antioxidant activity," J Agric Food Chem, vol. 50, no. 10, pp. 3010–3014, May 2002, doi: 10.1021/jf0115589.

[10] J. H. Cheng, W. Yu, X. Cao, L. L. Shao, and C. L. Zhang, "Evaluation of heat pump dryers from the perspective of energy efficiency and operational robustness," Appl Therm Eng, vol. 215, no. July, p. 118995, 2022, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2022.118995.

[11] Z. Li, W. Wu, J. Wang, H. Wang, and X. Yu, "Effect of compressor speeds on performance of a closed loop heat pump drying system," Appl Therm Eng, vol. 195, no. November 2020, p. 117220, 2021, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2021.117220.

[12] I. Mohammadi, R. Tabatabaekoloor, and A. Motevali, "Effect of air recirculation and heat pump on mass transfer and energy parameters in drying of kiwifruit slices," Energy, vol. 170, pp. 149–158, Mar. 2019, doi: 10.1016/J.ENERGY.2018.12.099.

[13] Y. Hou, W. Wu, Z. Li, X. Yu, and T. Zeng, "Effect of drying air supply temperature and internal heat exchanger on performance of a novel closed-loop transcritical CO2 air source heat pump drying system," Renew Energy, vol. 219, no. P2, p. 119516, 2023, doi: 10.1016/j.renene.2023.119516.

[14] V. Minea, "Drying heat pumps-Part II: Agro-food, biological and wood products," International Journal of Refrigeration, vol. 36, no. 3, pp. 659–673, 2013, doi: 10.1016/j.ijrefrig.2012.11.026.

[15] S. Duan, L. Wang, and D. Nie, "Performance analysis of a two-stage evaporation heat pump drying system for graded cooling/dehumidification," Appl Therm Eng, vol. 247, Jun. 2024, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2024.122965.

[16] Y. Ren, Z. Chen, W. Wu, H. Wang, Y. Yang, and Q. Yang, "Study on the effect of circulating air volume on the performance of closed loop heat pump drying system," Appl Therm Eng, vol. 210, no. February 2021, p. 118362, 2022, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2022.118362.

[17] D. B. Jani, M. Mishra, and P. K. Sahoo, "A critical review on application of solar energy as renewable regeneration heat source in solid desiccant – vapor compression hybrid cooling system," Journal of Building Engineering, vol. 18, pp. 107–124, Jul. 2018, doi: 10.1016/J.JOBE.2018.03.012.

[18] B. Yang, W. Yuan, F. Gao, and B. Guo, "A review of membrane-based air dehumidification," Feb. 21, 2015, SAGE Publications Ltd. doi: 10.1177/1420326X13500294.

[19] E. A. Ali and S. A. Reda, "Proposing and thermal/economic analysis of a novel portable HDH water desalination process using Maisotsenko humidifier and thermoelectric dehumidifier," Appl Therm Eng, vol. 272, Aug. 2025, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2025.126364.

[20] Y. Yao et al., "Optimization design and experimental study of thermoelectric dehumidifier," Appl Therm Eng, vol. 123, pp. 820–829, 2017, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2017.05.172.

[21] S. Sanaye, A. Shourabi, and D. Borzuei, "Sustainable water production with an innovative thermoelectric-based atmospheric water harvesting system," Energy Reports, vol. 10, pp. 1339–1355, 2023, doi: 10.1016/j.egyr.2023.07.062.

Feasibility Study of an Onboard CO_2-to-CH_4 Conversion System Using Real Engine Exhaust Conditions

Ali Emin[1], Mousa Aribeh[1*], Madina Ziyadkhanova[2]

[1]Atilim University, Faculty of Engineering, Automative Engineering Department, 06830 Gölbaşı, ANKARA, ali.amini@atilim.edu.tr, aribeh.mouse@student.atilim.edu.tr

[2]Baku Higher Oil School, Faculty of Engineering, Chemical Engineering Department, 1025 Sabail, BAKU madina.ziyadkhanova.std@bhos.edu.az

Abstract: Decarbonizing internal combustion engine (ICE)-dominated transport systems remains a persistent technical and environmental challenge. To address this issue, the current study investigates a compact onboard CO_2 methanation loop designed to capture post-catalyst CO_2 emissions and convert them into synthetic CH_4 for reinjection, thereby partially closing the carbon cycle and lowering net greenhouse gas release. In order to implement this concept, a modular system architecture was developed specifically for passenger vehicles. It incorporates a Ru/Al_2O_3-based methanation reactor operating between 250 and 300 °C, an engine-powered proton exchange membrane (PEM) electrolyzer for hydrogen production, and a downstream condenser for CH_4–H_2O separation. Additionally, feedback-controlled sensors were configured to monitor exhaust CO_2 levels, reactor temperature, and product gas composition in real time. System performance was simulated in MATLAB/Simulink using mass and energy balances, Sabatier-based kinetic equations, and signal-oriented logic blocks that resolved feedback dynamics and control strategies. According to simulation results, CH_4 yield reaches a maximum of 14.9 g/h when optimal water content and catalyst loading are applied. Raising inlet H_2O flow from 0 to 100 g/h reduces CH_4 output by nearly 17%, revealing the significant sensitivity of methanation performance to excess water content. Catalyst loading studies further indicate that 100 g of catalyst marks a practical threshold; beyond this point, CO_2 conversion and CH_4 yield plateau. Under partial engine loads, CO_2 conversion consistently exceeds 85%, with recovered CH_4 covering approximately 5–10% of the vehicle's energy needs per cycle. Hourly emissions modeling estimates up to a 2% net reduction in CO_2 output. With an aim to enhance energy independence, future designs are expected to integrate thermophotovoltaic (TPV) waste heat recovery and water recirculation systems. Based on current findings, onboard methanation presents a promising bridge technology for ICE-equipped vehicles, enabling quantifiable emissions reductions without requiring changes to existing fueling infrastructure. Next steps will focus on experimental prototyping and validation under dynamic engine conditions.

Keywords: CO_2 methanation, onboard recycling, Sabatier reaction, ICE decarbonization, MATLAB simulation

INTRODUCTN

Acceleration of climate change and degradation of air quality is witnessed largely due to transportation among other reasons. That being said, passenger vehicles are liable for 10% of global CO_2 emissions (Scott, 2024). The transport sector in North America, for instance, emits nearly 1.8 gigatons of CO_2 each year owning to not only massive personal vehicle uses but also low fuel efficiency standards (EPA, 2024). On the other side of the world, specifically in Turkey, transportation sector releases 21% of the country's total CO_2 emissions with passenger cars having a share of 14.6 megatons annually (Coskun & Oktay, 2020; Alsancak, 2024). Subsequently, CO_2 concentrations are now averaging 1.5 ppm above global background levels, rising by around 0.5 ppm per annum and imposing health risks as a result of poor air quality (Grange, 2024).

Admittedly, vehicles with low fuel efficiency release more CO_2 per kilometer and require more fuel to operate (IEA, 2024). Hence, fully established fuel economy has an ability to control those emissions simultaneously reducing economic strain. It is significant in countries like Turkey owning to a rapidly growing urbanization trends yet a lack of alternative transportation options in the majority of the regions. Efforts targeted at improving fuel economy have a potential of lowering total household expenditure as well as relieving national dependence on imported energy. Therefore, fuel efficient vehicle design with associated policies should become not only practical but also a strategic priority.

Numerous research studies have been conducted to develop alternative vehicle technologies. Despite promising advantages, none of the current solutions, namely electric (EVs), hybrid electric (HEVs), compressed natural gas (CNG) vehicles, and hydrogen fuel cell vehicles (FCEVs) can be considered fully applicable in practice. EVs require large volumes of lithium, cobalt, and nickel for their batteries, raising environmental and ethical concerns (Barber, 2022). Charging EVs also often depends on fossil-based electricity grids. HEVs still rely on fossil fuels and offer limited benefits on highways (U.S. EPA, 2024). CNG vehicles suffer from methane leakage, a potent greenhouse gas, and lack refueling infrastructure (Ogden et. al, 2018). Hydrogen vehicles remain costly and face serious infrastructure and production challenges (Garcia, 2023).

Efforts to reduce carbon emissions in the transportation sector generally emphasize the complete substitution of

fossil fuels. Electric vehicles, hydrogen fuel cell systems, and synthetic fuels are among the most commonly proposed solutions. Each of these options can eliminate direct tailpipe emissions. Despite their environmental advantages, full integration into existing vehicle fleets remains difficult. Costs are high. Infrastructure is underdeveloped. Compatibility with current systems is limited.

In Turkey, gasoline and diesel still power the majority of passenger vehicles. Vehicle replacement rates are slow, and the average age of cars remains high. Under such conditions, replacing millions of conventional units with electric vehicles is neither economically feasible nor operationally realistic in the short term. Technological transitions must therefore consider interim solutions that reduce emissions while making use of existing assets.

To explore one such possibility, a simulation was developed using the experimental framework presented by (Murena, F. and Prati, 2017). Their research examined carbon dioxide methanation within a plug flow reactor, employing a Ru/Al_2O_3 catalyst under conditions representative of vehicle exhaust streams. Data from their study included detailed measurements of gas composition, flow rates, and temperatures. Those parameters allowed for direct use in numerical model validation.

Using custom gas input streams and a mass balance approach, their reported methane yields and CO_2 conversion efficiencies were independently verified. Agreement between our results and their data established a credible platform for further development. A compact onboard reactor model was then constructed, designed to capture CO_2 from exhaust gases, combine it with hydrogen stored on the vehicle, and convert the mixture into synthetic methane for reuse. By basing the system on experimentally validated chemical behavior, the model remains grounded in realistic operational conditions. Such a foundation is essential when adapting reactor technology to mobile platforms, where space constraints and dynamic conditions complicate design and implementation.

In this study Sabatier reaction, which converts carbon dioxide and hydrogen into methane and water respectively, was simulated. It has gained renewed attention for its potential in sustainable energy systems, including onboard CO_2 reuse in transport as well as Power-to-Gas applications. Traditionally nickel-based catalysts have dominated while ruthenium supported on alumina emerged recently as both highly active and thermally stable option. Having been actively stable at low temperatures and at unsteady real exhaust system made a topic for many research investigations. These investigations: however, either laboratory or experimental are conducted under dry conditions. Neglecting water vapor that is inherently present in exhaust overestimates achievable performance metrics, specifically CO_2 conversion and CH_4 yield. It has been demonstrated that even minuscule quantities of H_2O in the feed stream reduce reaction rates on Ru/Al_2O_3 due to competitive adsorption and site inhibition (Falbo et. al, 2017). Similar effects were observed in mechanistic studies reporting suppressed CO_2 activation in the presence of steam (Wang et. al, 2016; Duyar et. al, 2015). Furthermore, rate laws were witnessed being heavily altered in transient DRIFTS-MS studies, confirming that water hinders CO_2 adsorption at the catalyst surface (Schuurman et. al, 1997). Despite these insights, most reactor-scale simulation frameworks have yet to implement such inhibition effects in modelling Sabatier systems realistically.

Incorporating water vapor into reactor design and simulation significantly alters predicted methanation outcomes due to its dual role as both product and inhibitor. Thermodynamic studies have shown that the presence of H_2O in the feed suppresses forward reaction rates and shifts equilibrium toward reactants, thereby reducing CH_4 yield at moderate temperatures and pressures (Faria et. al, 2018). On top of that, in situ removal of water improves thermodynamic conversion, particularly when coupled with pressure swing or membrane-assisted designs. Similar outcomes were observed in Aspen Plus models which illustrated that ignoring steam effects leads to inflated conversion and yield predictions (Tommasi et. Al, 2023). Potential mitigation strategies were discussed in integrated plant designs, suggesting that optimizing thermal coupling and water removal mechanisms can mitigate the performance penalty associated with H_2O in the system (Chauvy et. al, 2019). Ultimately, a multi-scale study on either Ru or Ni catalysts reinforces that water must be considered both in the reactor feed and kinetic model to ensure alignment with observed behavior under wet exhaust or biogas-upgrading conditions (Chein & Wang, 2020).

METHODOLOGY

Numerical simulations were performed using MATLAB to evaluate the feasibility and potential effects of incorporating a CO_2 methanation unit into gasoline and diesel internal combustion engines. Each component of the system was modeled as a separate module, representing an individual subsystem within the larger methanation process.

Simulation setup starts by defining baseline fuel properties for gasoline, diesel, and methane. Key parameters such as molar mass, energy density, density, and brake specific fuel consumption (BSFC) are summarized in Table (1). A nominal engine power output of 25 kW is used, corresponding to 25 percent load on a standard internal combustion engine rated at 100 kW.

Table 1. Key physical and energy properties of gasoline, diesel, and methane (John B. Heywood. 2018)

	Gasoline	Diesel	Methane
Molar mass (g/mol)	114	167	16.04
Energy density (U) (kJ/kg)	43,000	45,000	50,000
Density (kg/L)	0.72	0.85	0.000524
BSFC (kg/KWh)	0.24	0.24	NA

Based on these parameters, the fuel mass flow rate is calculated using:

$$\dot{m}_{fuel} = P_{nom} \times BSFC \quad (1)$$

Volumetric flowrate is derived as:

$$V_{fuel} = \frac{\dot{m}_{fuel}}{\rho} \quad (2)$$

Molar flowrate of fuel is determined by:

$$n_{fuel} = \frac{1000 \times \dot{m}_{fuel}}{M} \quad (3)$$

Next, the exhaust flowrate was estimated using stoichiometric combustion reactions for both gasoline and diesel, with fixed CO_2 volume fractions of 12.5% and 13.3% respectively. These CO_2 concentrations were calculated based on complete combustion equations and representative air fuel ratios.

Stoichiometric combustion reaction for gasoline:

$$C_8H_{18} + 12.5O_2 \rightarrow 8CO_2 + 9H_2O \quad (4)$$

Stoichiometric combustion reaction for Diesel:

$$C_{16}H_{34} + 24.5O_2 \rightarrow 16CO_2 + 17H_2O \quad (5)$$

Volumetric CO_2 flowrate was then determined by applying these calculated concentrations to the estimated exhaust gas volumes.

$$V_{CO2} = V_{exhaust} \times CO_2\% \quad (6)$$

Hydrogen is supplied via two commercial grade PEM water electrolyzers (PEM-900, Ningbo Miami). These electrolyzers operate at 250-300 W each to deliver a combined output of 108 L/hr of H_2 and 54 L/hr of O_2, the electrolyzers will draw power from the engine's alternator. Hydrogen production in moles is based over the molar volume at STP (22.4 L/mol):

$$\dot{n}_{H_2} = \frac{H_2Lph}{22.4} \; ; \quad \dot{m}_{H_2O} = \dot{n}_{H_2} \cdot \frac{18}{1000} \quad (7)$$

Key reaction modeled is the Sabatier reaction, in which CO_2 and H2 react to form methane and water, releasing heat.

$$CO_2 + 4H_2 \rightarrow CH_4 + 2H_2O \quad (8)$$

Assuming full hydrogen utilization, the maximum amount of CO2 that can be captured is limited to the available hydrogen, the volumetric flowrates of recoverable CO_2 are calculated as follows:

$$V_{CO2\ captured} = \frac{\dot{V_{H2}}}{4} \; ; \quad n_{CO2} = \frac{V_{CO2\ captured}}{22.4} \quad (9)$$

A conversion efficiency of (95%) as reported by (Murena, F. and Prati, 2017), was applied to estimate the actual methane yield from the methanation process. The resulting molar output of methane is given by:

$$n_{CH_4} = 0.95 \cdot n_{CO_2} \quad (10)$$

Produced methane's energy content was calculated and compared to the engine's original fuel requirement. This was done to quantify the extent of fossil fuel substitution enabled by methanation. Estimates were made for gasoline and diesel scenarios to reflect the fuel specific differences in energy density:

$$\dot{m}_{reduced} = \frac{P_{required} - E_{CH_4 produced}}{E_{fuel} \cdot 1000} \quad (11)$$

The fuel saving percentage is then calculated as:

$$\%Saved = \left(1 - \frac{\dot{m}_{reduced}}{\dot{m}_{initial}}\right) \cdot 100 \quad (12)$$

To maintain a closed loop water system, between the consumption of the electrolyzer and the production of the Sabatier reaction, a condenser with a 95% efficiency is incorporated into the model. This allows for a substantial water recovery, reducing the system's reliance on external water input. The amount of water needed to maintain the water cycle is calculated as:

$$\dot{m}_{H_2O\ condensed} = 0.95 \cdot 2 \cdot \frac{18}{1000} \cdot n_{CO_2} \quad (13)$$

$$\dot{m}_{H_2O\ external} = \dot{m}_{H_2O\ used} - \dot{m}_{H_2O\ condensed} \quad (14)$$

Oxygen generated by the electrolysis is redirected into the engine's air intake, to enrich the combustion air. This strategy aims to slightly increase the oxygen concentration beyond ambient levels, which can lead to more complete combustion and improved thermal efficiency. According to recent studies, each 1% rise in O_2 concentration can boost combustion efficiency by approximately 2–4%, depending on engine load and conditions (Ping, S., 2023).

When it comes to required oxygen for complete combustion, it was determined using the previously established stoichiometric reactions for gasoline and diesel (Equations 4 and 5).

Enrichment percentage is then determined by comparing the oxygen output from the electrolyzer to the total oxygen requirement from air (V_{O_2}):

$$n_{O_2} = \frac{V_{O_2 electrolyzer}}{V_{O_2 air}} \cdot 100 \quad (15)$$

Enrichment ratio is then used to estimate the reduction in required fuel flow, assuming a proportional improvement in combustion efficiency. The adjusted mass flowrate and volumetric flowrate of fuel after enrichment are calculated as:

$$\dot{m}_{fuel\ reduced} = \left(1 - \frac{2 \cdot n_{O_2}}{100}\right) \cdot \dot{m}_{fuel\ initial} \quad (16)$$

$$V_{fuel\ reduced} = \frac{\dot{m}_{fuel\ reduced}}{\rho} \quad (17)$$

Although the enrichment levels are relatively small, they contribute measurably to overall system efficiency when integrated with the methanation and fuel substitution effects.

With regards to reactor model, it was developed in Aspen Plus (v 12.1) using the plug flow reactor (RPlug) block configured for steady-state, one-dimensional operation. Kinetic modelling was based on the Lunde WI [Dataset 2] expression refined to include water inhibition effects through a competitive adsorption term. Following the Generalized Langmuir–Hinshelwood–Hougen–Watson (GLHHW) model structure and incorporated temperature-

dependent rate constants and partial pressure-based inhibition, as validated across a wide dataset.

$$r_{CO_2} = \frac{k}{1 + \alpha P_{H_2O}} \left[P_{CO_2}^{n} P_{H_2}^{4n} - \frac{P_{CH_4}^{n} P_{H_2O}^{2n}}{K_{eq}(T)^{n}} \right] \quad (18)$$

With corresponding kinetic constants:

k_0=95.43 mol/(s·g_{cat}·ata^{5n})	E_a=75.3 kJ/ mol	n=0.1 52	α=0.91 ata^{-1}

The reaction rate constant was evaluated through the Arrhenius equation, and equilibrium constants were handled internally by Aspen using appropriate property methods.

Feed composition was generated from MATLAB-based simulations representing engine exhaust and electrolyser output. Reactor inlet temperature ranged from 220 °C to 320 °C at atmospheric pressure, and catalyst mass was fixed at 1.61 g with a bulk density of 0.7 g/cm³. All species material balances were resolved numerically using the PFR formulation within Aspen.

Numerical reactor sizing in Aspen provided conversion, catalyst volume, and space velocity predictions for both dry and wet feed conditions. To cross-validate, manual reactor sizing was performed by integrating the mole balance equation for plug flow:

$$V = F_{CO_2,0} \int_0^X \frac{dX}{-r_{CO_2}(X)} \quad (19)$$

This integral was solved using a trapezoidal numerical approach, with conversion levels discretized across the axial length of the reactor. Catalyst volume was calculated as:

$$V_{cat} = \frac{W_{cat}}{\rho_{cat}} \quad (20)$$

Gas hourly space velocity (GHSV) was also computed to benchmark throughput:

$$GHSV = \frac{Q_{gas}}{V_{cat}} \quad (21)$$

Manual calculations and Aspen results were compared and found to agree within 5 % across tested configurations, verifying the kinetic expression's performance under realistic water-containing exhaust conditions.

RESULTS

Figure 1. presents system operation begins with an internal combustion engine releasing exhaust gases. A portion from this stream is directed into a methanation reactor. Meanwhile, a water fed electrolyzer operates to generate hydrogen and oxygen. Once produced, hydrogen feeds into the reactor, where it combines with the exhaust CO_2 to yield methane and water. In turn, the oxygen stream is routed to the engine intake, enhancing combustion efficiency. Following methanation, the resulting water vapor passes through a condenser, where most of it is recovered and recycled back to the electrolyzer. Consequently, the methane produced is sent into the intake for direct reuse. Throughout the process, fuel consumption and emission levels are continuously updated, reflecting the system's dynamic performance.

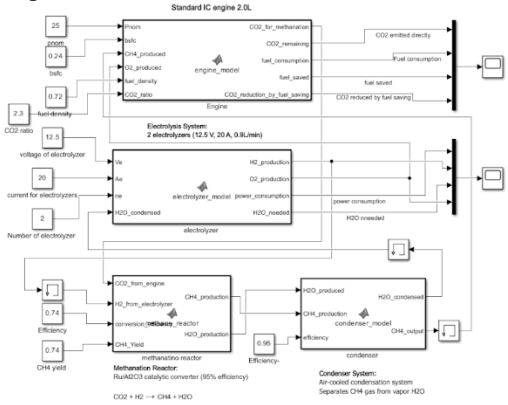
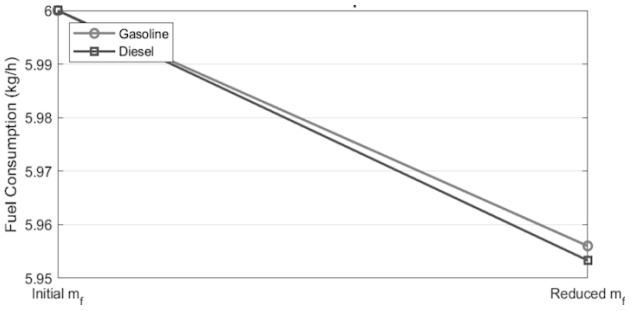


Figure 1: Schematic representation of the onboard methanation system.

Operating conditions: The engine operates at nominal power of 25 kW. Based on brake-specific fuel consumption (BSFC) values of 240 g/kWh, fuel input was 18.5 kg/h for gasoline and 19.2 kg/h for diesel, which is 162.3 mol/h of gasoline and 115.1 mol/h of diesel.

Exhaust flow rates were defined as 83,400 L/h for gasoline and 80,750 L/h for diesel, with CO_2 concentrations of 12.5% and 13.3% for diesel. Resulting in total CO_2 emissions of approximately 10,425 L/h for gasoline and 10,742 L/h for diesel.

Water balance: Two commercial PEM electrolyzers supply the reactor with 108 L/h of H_2 and 54 L/h of O_2 is directed into the air intake directly. Based on the 4:1 H_2/CO_2 stoichiometry of the Sabatier reaction, the modeled reactor was designed to convert up to 1.2 mol/h of CO_2. CO_2 conversion achieved was 74.5%, with the outlet flow



decreasing from 1.2 mol/h to 0.3 mol/h. Methane production was confirmed at 27.3% (14.5 g/h). Results obtained were reported in Table 2.

Water produced as a byproduct, rising from 74.2 g/h at the inlet to 106.7 g/h at the outlet, equal to a net generation of 32.5 g/h. 28% of the Hydrogen didn't react across the reactor. Nitrogen remained constant at 296.8 g/h, acting as an inert carrier gas.

The water balance showed that with 95% condenser efficiency, nearly all water required for electrolysis (8.7 g/h) could be reclaimed from the methanation output, resulting in minimal external water input.

Additionally, the oxygen generated by electrolysis enriched the engine intake air by 0.37% in gasoline operation and 0.39% in diesel mode. Based on conservative estimates, this enrichment supports a 2–3% improvement in combustion efficiency. When combined with methane substitution, total fuel savings reached approximately 6.9% for gasoline and 8.1% for diesel.

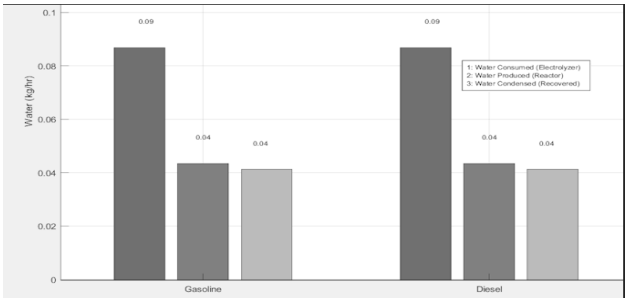


Figure 2. Water balance of system in gasoline and diesel operation

Figure 1. demonstrates the water consumed by Gasoline and diesel systems, 90 g/h of water through electrolysis. The methanation reactor generated around 42 g/h of water as a byproduct, of which approximately 95% was successfully condensed and recovered. External water demand should be 0.05 L/hr. suggesting that the system can operate with minimal water input beyond the initial charge, enhancing feasibility in off-grid or mobile applications.

Fuel reduction: Diesel exhibited a slightly greater reduction in fuel consumption compared to gasoline. primarily due to its higher inherent efficiency and stronger response to oxygen enrichment. In Figure 3., The steeper slope reflects diesel's marginally better utilization of the supplemental CH_4 and O_2 inputs under identical operating conditions.

Figure 3. Fuel consumption reduction in gasoline and diesel engines after system integration.

Methane production: Figure 4 shows that both gasoline and diesel systems captured around 27 L/h of CO_2, producing approximately 7 L/h of CH_4. This reduction aligns with the 4:1 H_2 to CO_2 stoichiometry and confirms that CH_4 output is limited by hydrogen supply rather than fuel type.

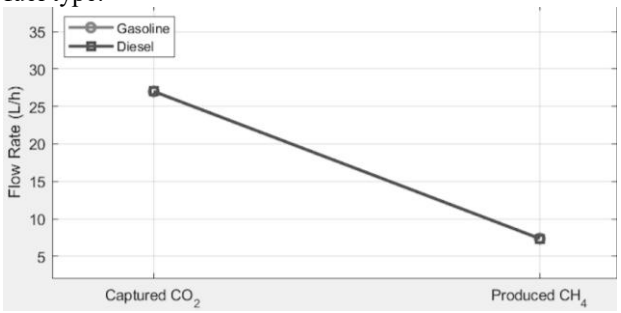


Figure 4. Captured CO_2 vs. produced CH_4 flow rates for gasoline and diesel.

Based on the simulation results, the system captures approximately 53 g of CO_2 per hour per vehicle. While this represents only a fraction of total exhaust emissions, the impact becomes more meaningful when scaled across a larger fleet. For example, 10,000 vehicles operating four hours daily would collectively convert over 2.1 metric tons of CO_2 each day, reaching more than 770 metric tons annually. Though modest compared to national emissions, this decentralized approach offers a viable supplementary pathway to existing carbon mitigation strategies.

In parallel, the system also delivers tangible fuel savings. Methane reinjection and oxygen enrichment reduce fuel consumption by 1.1 L/h for gasoline and 1.2 L/h for diesel, corresponding to 4.3% and 5.2% reductions. Under the same fleet and usage scenario, this equates to daily savings of 44,000 L of gasoline and 48,000 L of diesel, totaling over 16 million liters and 17.5 million liters annually, respectively.

These combined outcomes position the onboard methanation system as a dual-purpose solution, enabling both localized CO_2 conversion and measurable fuel savings. When consistently applied, the system contributes to long-term objectives in decarbonization, improved energy use and decentralized emissions control.

Energy analysis: The onboard system requires 1.75 MJ/h to operate the electrolyzer, which supplies hydrogen for the methanation reaction. In comparison, the energy recovered from the combustion of CH_4 is only about 0.005 MJ/h. Despite this deficit, the overall system maintains a favorable energy profile due to fuel savings it enables. Fuel reductions correspond to energy savings of approximately 34 MJ/h and 40 MJ/h, respectively, based on standard lower heating values. These figures demonstrate that while the methanation loop itself does not return energy, its integration reduces net fossil fuel consumption, effectively balancing and even surpassing the energy cost of hydrogen generation. When considered as part of the broader engine system, this supports the feasibility of the approach in terms of both energy and emissions.

Material balance: As shown in Table 2, the mass and mole flow data confirm partial conversion of CO_2 (CARBO-01) into CH_4 (METHA-01), alongside notable increases in H_2O and reductions in unreacted hydrogen. Nitrogen remained unchanged as expected, acting as an inert carrier. Methane formation is evident with 14.5 g/hr and 0. 9 mol/hr at the reactor outlet. Water content increased from 74.2 g/hr to 106.7 g/hr, consistent with stoichiometry. Table 3 summarizes the changes in component-wise compositions, validating the system's reactivity under the chosen conditions.

Table 2. Mass and mole flowrates of each component at reactor inlet (Feed) and outlet (Product)

Component	Feed (g/hr)	Product (g/hr)	Feed (mol/hr)	Product (mol/hr)
CO_2	53.0	13.3	1.2	0.3
H_2O	74.2	106.7	4.1	5.9
H_2	10.0	2.7	5.0	1.4

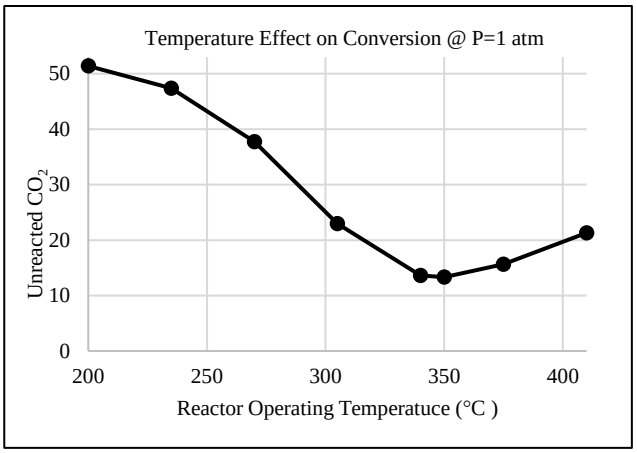
N_2	296.8	296.8	10.6	10.6
CH_4	0.0000	14.5	0.0000	0.9

Table 3. Mole and mass fractions of individual species in the reactor inlet and outlet streams

Component	Feed Mass Fraction	Product Mass Fraction	Feed Mole Fraction	Product Mole Fraction
CO_2	0.122	0.031	0.058	0.016
H_2O	0.171	0.246	0.197	0.310
H_2	0.023	0.006	0.238	0.071
N_2	0.684	0.684	0.507	0.555
CH_4	0.000	0.033	0.000	0.047

Reactor operating temperature: Figure 5 displays the variation in unreacted CO_2 across a range of reactor temperatures at 1 atm. Lowering unconverted CO_2 levels from 210°C to 340°C suggests a steady improvement in reaction progress as temperature increases. Maximum conversion occurred between 340°C and 350°C, indicating an optimal thermal window under atmospheric conditions and simulated exhaust feed.

Beyond 350°C, a decline in conversion emerged due to the increasing dominance of equilibrium constraints. Despite



favourable kinetics, high temperatures reduce the driving force for methanation, limiting further CO_2 reduction. Notably, the temperature corresponding to highest conversion aligns with the findings of (Fablo et. al, 2021), supporting consistency between this Aspen Plus simulation and prior experimental data. Wet-feed conditions and real-engine exhaust composition were considered in the setup, contributing to realistic system modelling.

Figure 5. Effect of reactor operating temperature on CO_2 conversion

Methane (CH_4) yield: Water vapor in the reactor feed consistently suppressed methane formation across the tested range. When inlet H_2O levels rose from 0 to 100 g/h, approximately 24 percent of the 424 g/h total feed mass; CH_4 output declined from nearly 16.7 g/h to 13.8 g/h. That change amounts to a 17 percent yield reduction, as illustrated in Figure 6, and reflects a strong dependence of Sabatier performance on moisture levels, particularly at atmospheric pressure.

Several mechanisms account for this trend. Additional water alters the thermodynamic balance, pulling the equilibrium away from methane formation. CO_2 conversion becomes increasingly limited in the presence of product-phase H_2O, a behaviour consistent with the Le Chatelier principle and previously reported findings (Faria et. al, 2025). Reactors operating near equilibrium exhibit even greater sensitivity when water content is not continuously removed.

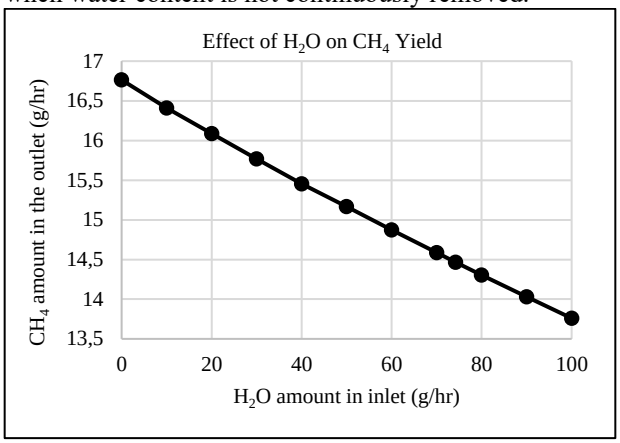


Figure 6. Methane production rate versus H_2O inlet flow rate

Catalyst interaction further complicates performance. Water molecules engage in competitive adsorption at active Ru sites, thereby reducing the availability of surface area for CO_2 and H_2 to react. Experimental data on ruthenium-based systems indicate significant declines in reaction rate when steam content exceeds 10 vol% in the feed stream (Iwanek et. al, 2024; Ullah et. al, 2025). Although Ru exhibits better tolerance than Ni, moisture-rich environments still compromise its activity, especially under transient or non-equilibrium flows such as those found in automotive exhaust applications (Molinet-Chinaglia et. al, 2024).

Internal combustion engine exhaust streams commonly contain between 10 and 20 mol% H_2O depending on engine speed, fuel composition, and combustion temperature (Tripodi et. al, 2020). Inlet conditions simulated in this analysis partially overlap and extend beyond that range. Such results underscore the operational need for moisture management strategies. Implementing partial condensation systems or membrane-based H_2O removal may offer viable pathways for preserving CH_4 yield in decentralized or mobile Power-to-Gas installations.

Mass of catalyst: Nearly all CO_2 conversion and CH_4 formation occurred before approximately 100 g of catalyst was reached, as shown in Figure 7. Adding catalyst beyond this point resulted in minimal gains, with outlet CO_2 and CH_4 streams stabilizing around 12 g/hr and 15 g/hr, respectively. This behaviour indicates that, past a certain catalyst mass, the reactor becomes limited by either mass transfer or equilibrium rather than by active site availability.

Such saturation points have been observed in other fixed bed methanation studies, where once the catalyst bed is sufficiently large, increasing mass no longer proportionally boosts conversion due to external limitations (Ullah et. al, 2025).

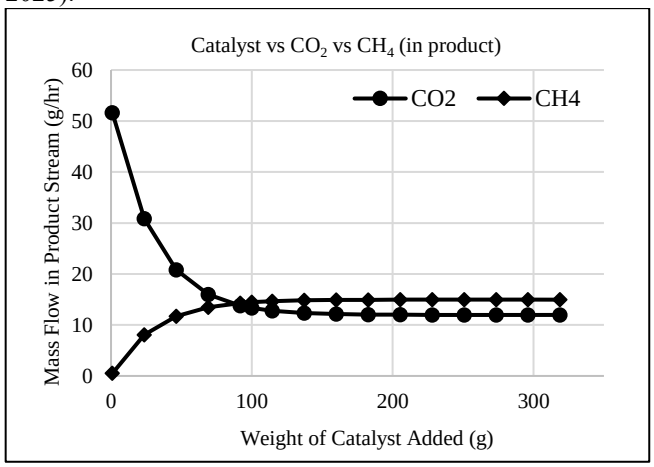


Figure 7: Variation of CO_2 and CH_4 mass flow in the product stream

At low catalyst loadings (1–50 g), the surface area was insufficient to achieve thermodynamic limits, leading to high unreacted CO_2 and low CH_4 output. Specifically, increasing catalyst mass in this range caused CO_2 in the product to drop from ~52 g/h to ~16 g/h, while CH_4 increased from virtually zero to ~14 g/h. This rapid improvement reflects the reaction operating well below equilibrium under small catalyst volumes. Once approximately 100 g of catalyst was added, CH_4 yield plateaued, suggesting that the system reached near-equilibrium conversion under the given conditions (Falbo et al., 2020).

Ruthenium catalyst structure and dispersion also play an important role in this trend. Higher Ru loading or improved dispersion allows active sites to saturate the gas stream more effectively, but beyond a certain catalyst mass, further increases do not yield proportional gains (Ullah et al., 2025). This indicates a transition from reaction-limited to transport- or thermodynamics-limited conditions. Optimizing catalyst weight is therefore crucial in scaling reactive systems for mobile or onboard applications, where reactor volume and system mass must remain compact.

Water loop and tank volume estimation

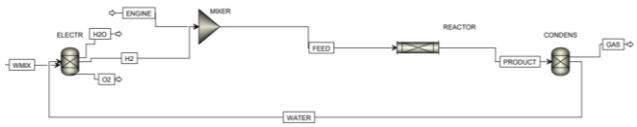


Figure 8: Process flow diagram of the onboard CO_2 methanation system showing the integration of the PEM electrolyzer, Sabatier reactor, and water recycle loop.

In the proposed onboard methanation system, hydrogen is generated through electrolysis of deionized water using two PEM electrolyzers. To fully convert 53 g/h of CO_2 into CH_4 via the Sabatier reaction, the system requires approximately 9.7 g/h of H_2, which corresponds to 4.82 mol/h. According to stoichiometry, this amount of hydrogen requires 4.82 mol/h of H_2O input, or around 86.85 mL per hour. However, the methanation reaction itself produces water as a byproduct (2 mol of H_2O per mol of CO_2), and at 95% condensation efficiency, about 41.1 mL/h of this water is recovered and fed back to the electrolyzer.

This closed-loop significantly reduces the net water input required from the storage tank to only 45.75 mL/h. At startup, the system must supply the full 87 mL, but after the first cycle, the recycled water offsets nearly half of the demand. For short operation windows (e.g., an hour or less), a 90 mL tank is sufficient. For longer driving cycles, such as 5 to 8 hours, a tank volume between 300 and 500 mL is recommended. This ensures uninterrupted operation while accounting for unavoidable losses due to evaporation, condensation inefficiencies, or system purge.

Given a 500 mL water tank, the system can run for approximately 11 hours before requiring refill. The recycle stream, shown in the PFD returning condensed water from the condenser to the electrolyzer, plays a crucial role in sustaining system operation and minimizing resource input.

CONCLUSION

Onboard CO_2 methanation presents a viable transitional approach for reducing emissions from internal combustion engine-powered vehicles without requiring changes to existing fuel infrastructure. Simulations conducted in this study demonstrated that post-catalyst CO_2 can be effectively converted into synthetic CH_4 using a Ru/Al_2O_3-based reactor operated at 250 to 300 °C. Under optimized conditions, the system achieved conversion efficiencies above 85 percent. The methane produced contributed approximately 5 to 10 percent of the vehicle's cyclic fuel energy demand.

System performance was highly sensitive to inlet water concentration. As water content increased from 0 to 100 g/hr, methane yield dropped by nearly 17 percent. This decline is attributed to a combination of thermodynamic limitations and catalytic inhibition. Water shifts the reaction equilibrium unfavorably and competes with CO_2 and H_2 for active sites on the catalyst. Additionally, catalyst loading analysis revealed that beyond 100 g of Ru/Al_2O_3, further increases resulted in marginal gains in CH_4 yield, indicating an upper limit of practical benefit.

To address the negative impact of water in the feed, several strategies are recommended. Partial condensation prior to the reactor using compact heat exchangers can reduce vapor-phase moisture without large energy penalties. Incorporating hydrophilic membrane units such as silica-based or zeolitic materials can selectively remove H_2O while maintaining a compact form factor. Alternatively, advanced desiccant materials like metal-organic frameworks (MOFs) may offer high-capacity, regenerable solutions suitable for mobile applications.

PEM electrolyzers were shown to meet hydrogen demand when coupled with energy recovery subsystems. MATLAB-

Simulink modeling provided robust control over process parameters, enabling adaptive operation in dynamic driving conditions.

Future work will involve experimental validation of these water removal methods and catalyst behavior under real exhaust compositions. Findings confirm the technical potential of onboard methanation systems in reducing net CO_2 emissions from conventional vehicles.

REFERENCES

Alsancak, H. U., 2024, Türkiye's transport policies in the context of NDC [Conference presentation]. *WP5 Session 37*, Ministry of Transport and Infrastructure, Türkiye.

Barber, G., 2022, Dear Electric Vehicle Owners: You Don't Need That Giant Battery. *Wired*. Retrieved from https://www.wired.com/story/dear-electric-vehicle-owners-you-dont-need-that-giant-battery/

Chauvy, R., Dubois, L., Lybaert, P., Thomas, D. and De Weireld, G., 2019, Production of synthetic natural gas from industrial carbon dioxide. *Applied Energy*, 260, 114249. https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2019.114249

Chein, R. and Wang, C., 2020, Experimental Study on CO_2 Methanation over Ni/Al_2O_3, Ru/Al_2O_3, and $Ru-Ni/Al_2O_3$ Catalysts. *Catalysts*, 10(10), 1112. https://doi.org/10.3390/catal10101112

Coskun, C. and Oktay, Z., 2020, Carbon footprint prediction of vehicle usage in Turkey. *Greenhouse Gases Science and Technology*, 10(4), 736–758. https://doi.org/10.1002/ghg.1980

Duyar, M. S., Ramachandran, R. K., Wang, C., & Farrauto, R. J. (2015). Renewable methane production by CO_2–hydrogenation: Integration of catalyst and reactor design. *Applied Catalysis B: Environmental*, 168–169, 370–380. https://doi.org/10.1016/j.apcatb.2014.12.050

Falbo, L., Barbera, K. and Lietti, L., 2020, Kinetics of CO_2 methanation on a $Ru/\gamma\text{-}Al_2O_3$ catalyst under process conditions: The role of support and of H_2O. *Journal of CO_2 Utilization*, 40, 101227. https://re.public.polimi.it/bitstream/11311/1052122/4/1131 1-1052122%20Lietti.pdf

Faria, A., Hernández, S. and Sanna, A., 2018, Thermodynamic analysis of the CO_2 methanation reaction with in situ water removal for biogas upgrading. *Chemical Engineering Transactions*, 65, 625–630. https://www.researchgate.net/publication/325652114_Thermodynamic_analysis_of_the_CO2_methanation_reaction_with_in_situ_water_removal_for_biogas_upgrading

Faria, C., Rocha, C., Miguel, C., Rodrigues, A. and Madeira, L. M., 2025, Process intensification concepts for CO_2 methanation − A review. *Fuel*, 386, 134269. https://doi.org/10.1016/j.fuel.2024.134269

Farrauto, R. J., Bartholomew, C. H. and Ribeiro, F. H., 2016, Kinetics of CO_2 methanation over $Ru/\gamma\text{-}Al_2O_3$ and implications for renewable energy storage applications. *Applied Catalysis B: Environmental*, 197, 225–236. https://www.researchgate.net/publication/283686495_Kinetics_of_CO2_methanation_over_Ru-Al2O3_and_implications_for_renewable_energy_storage_applications

Garcia, J., 2023, Barriers to hydrogen vehicle adoption. *FASTech Blog*. Retrieved from https://www.fastechus.com/blog/barriers-to-hydrogen-vehicle-adoption/

Grange, S. K., Rubli, P., Fischer, A., Brunner, D., Hueglin, C. and Emmenegger, L., 2024, The ZiCOS-M CO_2 sensor network: measurement performance and CO_2 variability across Zürich. *EGUsphere* [preprint]. https://doi.org/10.5194/egusphere-2024-2925

Heywood, J. B., 2018, *Internal Combustion Engine Fundamentals*. McGraw-Hill.

International Energy Agency (IEA), 2024, CO_2 emissions in 2023: A new record high, but is there light at the end of the tunnel? Paris: IEA. Retrieved from https://www.iea.org/reports/co2-emissions-in-2023

Kilari, 2025, Manufacturing Electric Vehicle Industry, How EV Vehicle Manufacturing Is Helpful for Society or Nature Reducing Carbon Emissions. *ResearchGate*. https://www.researchgate.net/publication/390155955_Manufacturing_Electric_Vehicle_Industry_How_EV_Vehicle_Manufacturing_is_Helpful_for_Society_or_Nature_Reducing_Carbon_Emissions

Molinet-Chinaglia, C., Shafiq, S. and Serp, P., 2024, Low temperature Sabatier CO_2 methanation. *ChemCatChem*, 16(24). https://doi.org/10.1002/cctc.202401213

Murena, F. and Prati, M. V., 2017, Catalytic conversion of CO_2 to CH_4 with a Ru catalyst: Application at vehicle exhaust. *Emission Control Science and Technology*, 3, 220–229. https://doi.org/10.1007/s40825-017-0067-1

Ogden, J., Yang, C., Johnson, N. and Nicholas, M., 2018, Natural Gas Vehicles: Status, Barriers, and Opportunities. *Institute of Transportation Studies, UC Davis*. Retrieved from https://steps.ucdavis.edu/wp-content/uploads/2018/02/Ogden.et_.al_.NG_.H2.ENERGY POLICY115.pdf

Ping, S., 2023, Prediction of oxygen-enriched combustion and emission performance on a spark ignition engine using artificial neural networks.

Schuurman, Y., Kroll, V. C. H., Ferreira-Aparicio, P. and Mirodatos, C., 1997, Use of transient kinetics techniques for studying the methane reforming by carbon dioxide. *Catalysis Today*, 38(1), 129–135. https://doi.org/10.1016/S0920-5861(97)00046-1

Scott, M., 2024, As EV sales slip, can the auto industry navigate bumps in the road to net zero? *Reuters*. Retrieved from https://www.reuters.com

Tommasi, M., Degerli, S. N., Ramis, G. and Rossetti, I., 2023, Advancements in CO_2 methanation: A comprehensive review of catalysis, reactor design and process optimization. *Process Safety and Environmental Protection*, 201, 457–482. https://doi.org/10.1016/j.cherd.2023.11.060

Tripodi, A., Conte, F. and Rossetti, I., 2020, Carbon dioxide methanation: Design of a fully integrated plant. *Energy & Fuels*, 34(6), 7242–7256. https://doi.org/10.1021/acs.energyfuels.0c00580

U.S. Environmental Protection Agency (EPA), 2024, Fast Facts: U.S. Transportation Sector Greenhouse Gas Emissions, 1990–2022 (EPA-420-F-24-022). *Office of Transportation and Air Quality*. Retrieved from https://www.epa.gov/ghgemissions/inventory-us-greenhouse-gas-emissions-and-sinks

Ullah, S., Yang, X., Khan, Z. U., Aziz, S., Haider, W. and Ben, H., 2025, Relationship between Catalyst Structure and Activity in CO_2 Methanation of Ru-Based Catalysts: Recent Progress and Future Prospects. *New Journal of Chemistry*. https://doi.org/10.1039/d5nj01108f

Xu, Y., Li, Z., Wang, L., Zhao, H. and Ma, J., 2022, Kinetic modeling and transient DRIFTS-MS studies of CO_2 methanation over Ru/Al_2O_3. *Industrial & Engineering Chemistry Research*, 61(9), 3614–3625. https://pubs.acs.org/doi/10.1021/acs.iecr.2c00164

SYMBOLS

αP_{H_2O}	Activity term of water vapor
$BSFC$	Brake-specific fuel consumption [kg/kWh]
$E_{CH_4\ produced}$	Energy content of methane produced [MJ]
F_{CO_2}	Molar flow rate of CO_2 [mol/h]
$GHSV$	Gas hourly space velocity [$m^3/h \cdot kg$]
k	Rate constant
k_{eq}	Equilibrium constant
$\dot{m}_{fuel}$	Fuel mass flow rate [kg/h]
$\dot{m}_{fuel\ reduced}$	Reduced fuel mass flow due to CH_4 input [kg/h]
$\dot{m}_{H_2O}$	Water mass flow rate [g/h]
$\dot{m}_{H_2O\ condensed}$	Condensed water from methanation output [mL/h]
$\dot{m}_{H_2O\ external}$	External water fed to electrolyzer [mL/h]
$\dot{m}_{H_2O\ used}$	Total water consumed for H_2 generation [mL/h]
$\dot{m}_{initial}$	Initial water input at system start-up [mL]
$\dot{n}_{H_2}$	Molar flow rate of hydrogen [mol/h]
M	Molar mass of fuel [g/mol]
n	Reaction order
n_{CH_4}	Molar flow rate of produced CH_4 [mol/h]
n_{CO_2}	Molar flow rate of captured CO_2 [mol/h]
n_{fuel}	Molar flow rate of fuel [mol/h]
n_{O_2}	Molar flow rate of oxygen [mol/h]
$P_{CO_2}^{n}$	Partial pressure of CO_2 raised to power n [atm^n]
$P_{H_2}^{4n}$	Partial pressure of H_2 raised to 4n [atm^{4n}]
$P_{CH_4}^{n}$	Partial pressure of CH_4 raised to n [atm^n]
$P_{H_2O}^{2n}$	Partial pressure of H_2O raised to 2n [atm^{2n}]
P_{nom}	Nominal power output of the engine [kW]
$P_{required}$	Electrical power required by electrolyzer [W]
Q_{gas}	Volumetric gas flow rate [cm^3/min]
ρ	Fuel density [kg/L]
ρ_{cat}	Catalyst density [g/cm^3]
r_{CO_2}	Reaction rate of CO_2 [$mol/h \cdot g$]
$(T)^n$	Temperature [K]
V	Volumetric flowrate of gas [L/h]
V_{cat}	Volume of catalyst bed [cm^3]
V_{CO_2}	Exhaust CO_2 volume flow rate [L/h]
$V_{CO_2\ captured}$	Volume of CO_2 captured from exhaust [L/h]
$V_{exhaust}$	Total exhaust flowrate [L/h]
V_{fuel}	Fuel volume flowrate [L/h]
$V_{fuel\ reduced}$	Reduced fuel volume demand [L/h]
$V_{O_2\ air}$	Oxygen flow from ambient air [L/h]
$V_{O_2\ electrolyzer}$	Oxygen flow from the electrolyzer [L/h]
W_{cat}	Weight of catalyst used [g]

EVALUATION OF EMISSIONS FROM AIRCRAFT IN TERMS OF CARBON-NEUTRAL APPLICATION

Remzi Can Yılmaz*, Nafiz Kahraman, Bilge Albayrak ÇEPER****
*Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi, Havacılık ve Uzay Bilimleri Fakültesi, Havacılık ve Uzay Mühendisliği Bölümü, 01250 Sarıçam, ADANA, rcyilmaz@atu.edu.tr

**Erciyes Üniversitesi, Havacılık ve Uzay Bilimleri Fakültesi, Uzay Mühendisliği Bölümü, KAYSERİ, nafiz@erciyes.edu.tr, balbayrak@erciyes.edu.tr

Özet: Dünya çapında ekonomik gelişme ve kentleşme hızla ilerlerken, küresel havacılık, ulaştırma sektöründe önemli bir konuma gelmiştir. Bununla birlikte, uçaklardan kaynaklanan kirleticiler ve sera gazı emisyonları giderek endişe verici bir iklim sorunu olarak ortaya çıkmaktadır. Havacılık sektöründe, iklim ve insan sağlığı üzerindeki olumsuz etkiler ve hava kalitesinin bozulması gibi çevre kirliliğini azaltmak için kirletici maddeleri ve sera gazı emisyonlarını azaltmaya yönelik çabalar giderek artmaktadır. Yeni nesil yakıt verimli ve daha hafif uçaklar, hava trafik yönetiminin optimizasyonu, sürdürülebilir havacılık yakıtları, elektrik ve hidrojenle çalışan uçak sistemleri, havacılık endüstrisinin karbon emisyonlarını azaltmak için aldığı önlemler arasında yer almaktadır. Avrupa Komisyonu ve Uluslararası Sivil Havacılık Örgütü gibi küresel kuruluşlar tarafından yayınlanan karbon nötr politikaları, hava taşımacılığı endüstrisini net sıfır karbon emisyonlu bir geleceğe yönlendirmektedir. Bu makalede, doğrudan ve dolaylı havacılık emisyonlarının özeti, emisyon azaltma stratejileri ve yaklaşımları, karbon nötr büyüme ve karbon nötr uygulamalarla ilgili politikalar ve düzenlemeler dahil olmak üzere literatürün gözden geçirilmesi tartışılmıştır.
Anahtar Kelimeler: Karbon nötr, sürdürülebilir havacılık yakıtları, uçak emisyonları, havacılık, sera gazı emisyonları

Abstract: As economic development and urbanization progress rapidly worldwide, global aviation takes a significant position in the transportation sector. Nonetheless, contaminants and greenhouse emissions produced from aircrafts are emerging as a progressively alarming climate issue. An increasing number of efforts in aviation industry have been performed to mitigate pollutants and greenhouse gas emissions to reduce environmental pollution such as adverse effects on climate and human health, and poor air quality. New generations of fuel efficient and lighter aircrafts, air traffic management optimization, sustainable aviation fuels, electric and hydrogen powered aircraft systems are among the initiatives that aviation industry take to mitigate the carbon emissions. The carbon-neutral policies published by global organizations such as European Commission and International Civil Aviation Organization regulates the air transportation industry into future of net-zero carbon emission. In this paper, a review of literature including a summary of direct and indirect aviation emissions, emission mitigation strategies and approaches, policies and regulations regarding to carbon-neutral growth and carbon-neutral practices has been discussed.
Keywords: Carbon-neutral, sustainable aviation fuels, aircraft emissions, aviation, greenhouse gas emissions

INTRODUCTION

Over the decades, economic expansion of global industry has resulted in heightened emissions of carbon dioxide (CO_2) and other greenhouse gases (GHG), therefore elevating their atmospheric concentration (Huang and Rajashekara, 2024). A substantial scientific agreement predicts that increase in the concentration of greenhouse gases will result in significant climate change and global warming, profoundly affecting the earth's ecosystems (Grote et al., 2014). Consequently, controlling or minimizing the atmospheric content of all greenhouse gases is essential for preventing global warming. The aviation industry has experienced swift advancement, leading to a notable rise in carbon emissions. The worldwide aviation, a significant sector influencing carbon emissions, undertakes the crucial responsibility of energy conservation and emission reduction (Shoukat and Redondi, 2025). Due to the rise in global human population, both flight durations and passenger volumes are escalating. The data from Airports Council International (ACI) indicates that over 9.4 billion passengers globally used air transportation in 2024 reflecting an 8.4% increase from 2023 and a 2.7% rise above pre-pandemic figures (Airports International Council, 2025a). Furthermore, the worldwide passenger traffic projected to rise to 22.3 billion by 2053 (Airports International Council, 2025b). As the aviation flight lengths extend, energy consumption correspondingly escalates. This condition leads to a progressive increase in GHG emissions emitted into the environment. According to the International Air Transport Association (IATA), the worldwide airline sector currently consumes about 5 million barrels of oil daily (IATA, 2013). Moreover, another resource indicates that nearly 1 billion liters of aviation fuel are consumed in daily flight operations (Yin et al., 2018). The CO_2 emissions from airplane engines are typically 3.15 times proportional to fuel use and the contribution of air transportation industry to total CO_2 emissions is around 2-2.5% (Grote et al., 2014). The damage that GHG emissions cause to atmosphere have driven researchers and authorities to seek to reduce the impact of these harmful gases. The International Civil Aviation Organization (ICAO) declared its intention to implement a market-based approach to limit net GHG emissions from international aviation industry in October 2013 (ICAO, 2013). Moreover, in 2015, the Paris Agreement aimed to restrict the rise in global average for limit of 1.5 °C in United Nations Climate Change Conference (COP 21) (Kito et al. 2023). Therefore, in accordance with ICAO's greenhouse gas reduction initiatives, the airlines are required to adhere to the carbon-neutral growth from 2020 (CNG2020) to reduce CO_2 emissions comply with the 1.5°C global warming target (ICAO, 2018).

This paper employs a review of literature to facilitate an assessment of the many strategies and technologies accessible to the worldwide civil aviation sector for mitigating GHG emissions from aviation. Additionally, current study examines the emissions from aircraft in terms of carbon-neutral application. The paper is structured as outlined below. Section 2 presents the literature review addressing emission sources in aviation including emissions from flight operations, emissions from ground operations, and indirect emissions from supply chain. Section 3 depicts carbon-neutral aviation approaches such as emission mitigation strategies, sustainable aviation fuels (SAFs), electric and hybrid-electric air vehicles and carbon balancing and offset mechanisms. Section 4 shows the policies, standards and international regulations for carbon-neutral growth. Next, section 5 presents evaluation of carbon-neutral practices including evaluating with Life Cycle Assessment (LCA), emission measurement methods, and challenges in sustainable aviation (SA). Lastly, section 6 finalizes the study with overview of the current situation and critical success factors.

SOURCES OF EMISSIONS IN AVIATION

In this section, emissions from aviation were categorized in three parts. The first part is the direct and indirect emissions from flight operations. These emissions are usually produced from aircraft engine. The second part of this section is emission from ground operations including departure and arrival of aircrafts as well as emissions from ground vehicles and power units. Last part examines the indirect emissions from supply chain in aviation.

Emissions from Flight Operations

From the aircraft engines, four types of GHG emissions examined in this paper are CO_2, NO_X, Contrails and other compounds such as water vapor, sulfate aerosols, and soot. Carbon dioxide emission is a direct GHG emission and dominates the influence on global climate by fossil fuel burning. CO_2 exhibits an effect of warming on the global climate and persists in the atmosphere for over multiple decades. The next emission is NO_X emission from aircraft engines where temperature of combustion surpasses 1300°C (Huang and Rajashekara, 2024). NO_X gases from engine are not GHG and NO_X emissions are not directly contributing to global warming. However, these emissions rather facilitate the production of greenhouse gasses such as ozone (O_3). Ozone exerts a warming impact on the atmosphere. The effect is more pronounced at cruising altitude than at ground level, attributable to extended lives and increased radiative forcing in the troposphere. Radiative forcing quantifies the alteration of energy of earth equilibrium resulting from variations in GHG concentrations, expressed in power per area or watts per square meter (W/m^2) (Hansen et al., 1997). Contrails are another emission from aircraft engines. They are produced by the emission of water vapor and particulates under specific atmospheric circumstances, appearing as white streaks to the naked eye. Contrails mitigate climate change by enhancing the reflection of solar radiation while simultaneously retaining heat on earth, so increasing the climate warming by greenhouse effect (Lee et al., 2009). Water vapor is a direct GHG emission and exerts a greenhouse effect on the atmosphere. It is produced from the hydrogen present in kerosene. Moreover, water vapor

persists for a brief duration in the troposphere, where the majority of aviation emissions transpire (Forster et al., 2013).

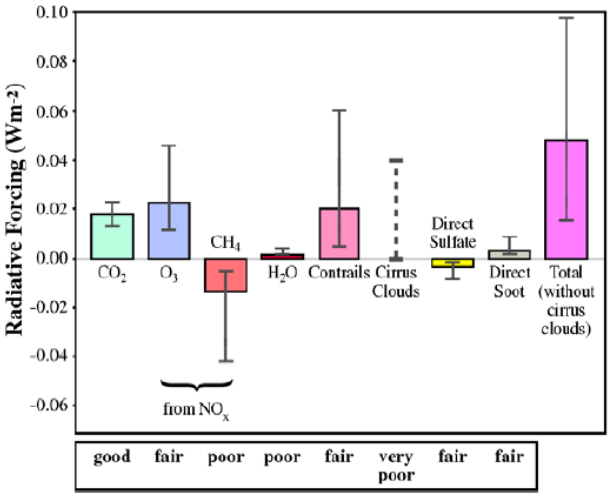


Figure 1. Impact of aviation emissions on the atmospheric heat-retaining capacity in terms of radiative forcing (IPPC)

The effect of water vapor emission from aviation to the climate warming is minor compared to the hydrological cycle. An indirect GHG, sulfate aerosols predominantly influence liquid clouds in the ambient atmosphere and reflects direct sunlight back into the atmosphere, resulting in a cooling effect on the global climate (Kapadia et al., 2016). Lastly, soot particles, generated during combustion, exhibit a minor warming impact upon the atmosphere by absorbing incoming sunlight and elevating atmospheric temperatures (Zhou and Penner, 2014). Figure 2 shows the GHG emissions from an exhaust of a typical turbofan engine.

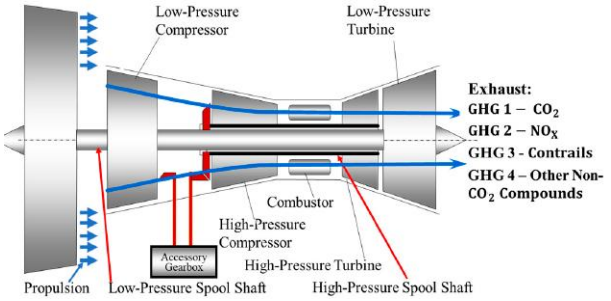


Figure 2. Schematic of a turbofan engine with greenhouse gas emissions from its exhaust (Huang and Rajashekara, 2024)

Figure 3 shows the percentage of emissions from type of aircraft classes and aircraft manufacturers in 2023. Results showed that single aisle aircrafts as well as aircraft manufactured by Boeing dominated the GHG emissions.

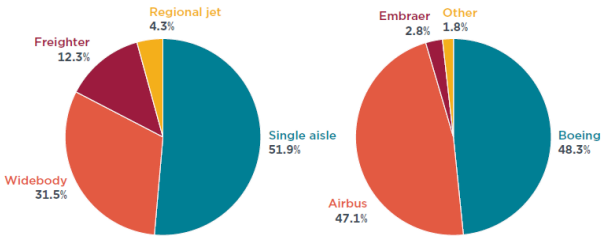


Figure 3. Emissions from airliners from left to right by class and manufacturer in 2023 (Kumar and Rutherford, 2024).

Emissions from Ground Operations at Airports

Emissions from aircraft engine during departure and arrival represent solely one of multiple emission sources from ground operations at an airport. These GHG emissions regarded as primary source of aviation emissions and are explained in the latter section. Therefore, this section focuses on the other pollution sources such as aircraft tire braking, asphalt degradation on runways, rebounding of particles caused by turbulence from aircraft movements (Morris, 2006) and engine oil leaks (Onasch et al., 2009). Furthermore, the emissions from the units supplying power to airplanes when on the ground such as auxiliary power units (APUs), which are gas-turbine engines that aboard an aircraft that supplies energy for non-propulsive functions, and ground power units (GPUs) supplied by airports have significant potential to affect local air quality (Mazahari et al., 2011). Another source of emissions that adversely affects the air quality around the airport is airport ground service equipment (GSE) (Harrison et al., 2012). These are encompassing the majority of services for flights and passengers provided by an airport, comprising a wide array of vehicles, including passenger buses, baggage trucks, container loaders, food carriers, refueling trucks, cleaning vehicles, lavatory service units, de-icing and anti-icing vehicles, and lastly tugs, which facilitate the maneuvering of aircraft between gates and taxiways (Pant and Harrison, 2013). The majority of GSE utilize gasoline or diesel engines, thus, it is logical to categorize them as standard vehicle traffic (Harrison et al, 2012).

Indirect Emissions from Supply Chain and Manufacturing

The manufacture of aircraft supply chains employs several metallic components, including aluminum, titanium, and nickel. Moreover, composite and plastic materials are used in both interior and exterior components of aircraft. Additional elements for electric and electronic parts include lithium for enhanced power storage, nickel, graphite, cobalt, neodymium, and dysprosium for permanent magnets and for superconducting electric components yttrium can be used (Fathi et al., 2023). In addition to metals, hardwood materials utilized for maintenance and interior elements, rubber and tubing in general maintenance, and fabrics for seating and interior design. The United Nations Environmental Program reports that material extraction has increased three times since 1970, with a nearly five times growth in non-metallic minerals and a 45% rise in fossil fuel consumption (United Nations Environment

Program, 2022). The extraction and processing of raw materials generate substantial residual waste, including rock tailings, while also causing environmental repercussions such as degradation of soil, water pH imbalances, loss of biodiversity, disruption of ecosystem functioning, and acceleration in declining of global climate (A European Green Deal, 2020). From manufacturing in aerospace industry, more than three hundred waste products have been categorized as liquid or solid. Toxic solid waste materials comprise of composite materials, titanium, aluminum, steel and steel alloys, and foam whereas dangerous liquids contain oil, paint, and petrochemical compounds (The United State Environmental Protection Agency, 2022).

CARBON-NEUTRAL AVIATION APPROACHES

The aviation industry and authorities recognize that achieving the targets of carbon-neutral policies constitutes a substantial challenge, therefore, it is necessitating an innovative industry approach and considerable investments in new technologies and policies. These measures and policies can be categorized as:

- Next generation of lighter aircrafts with fuel efficient engines and improved aerodynamics
- Advanced air traffic control and better flight routes
- Rapid renewal of airliner fleets
- Alternative fuels to fossil fuels, such as biofuels, electrofuels, electricity, and hydrogen.
- Alternative propulsion systems like as electric and electric hybrid

Emission Mitigation Strategies

Aviation industry is expected to rely on fuel from fossil sources for decades to come. Consequently, enhanced fuel efficiency is a crucial strategy for mitigating CO_2 and other GHG emissions. Fuel in aviation constitutes roughly 20% of the overall operating expenses for airliners, hence compelling the airline business to reduce the fuel consumption. Thus, high fuel costs promote the airliners to adept more fuel-efficient and ecologically friendly fleets through the integration of advanced aircraft technologies (Holland et al., 2011). Over the years with technological advancements in aerospace industry, fuel efficiency increases substantially.

One of technological advancements in aerospace industry is weight reductions in aircrafts. It has been accomplished by the implementation of lightweight modern alloy and composite materials, creative concepts for airplane components, and enhanced manufacturing methods. Moreover, lightweight, resilient, and robust materials, like as carbon composites, are employed for and better fuel efficiency purposes. These light and strong materials have replaced the aircraft structure and components such as wings, fuselage, engine blades, nacelles, interiors and that are usually comprised of aluminum. An example to this is the Boeing 787, features a fuselage composed of approximately 50% carbon-fiber reinforced plastic and other composites, resulting in an of 20% save in aircraft weight compared to traditional aircraft designs with aluminum (Boeing, 2006). Improvement of aircraft aerodynamic efficiency has been an interest of researchers and engineers over the decades. The main contributors to aerodynamic drag are the friction drag and drag due to lift (King et al., 2010). Advances in manufacturing and material science as well as computing technology have made significant impact on aircraft aerodynamics. Advanced materials used in aerospace industry are employed for enhanced aerodynamic to minimize induced and friction drag while increasing the wingspan of the aircraft. Furthermore, with advances in modelling of computational fluid dynamics (CFD), reduction of aerodynamic drag can be further improved. Air traffic management (ATM) is a ground service that regulates traffic in and near airports and terminals as well as in airspace, while also offering guidance to airplanes in uncontrolled airspace. Numerous airlines state that, advancements in ATM are a feasible way to achieve net-zero emissions by 2050 through the implementation of the Single European Sky (SES) by 2020. The initial objective was for the SES to accomplish such as a tenfold enhancement in safety performance, a 10% decrease in the environmental impact of aviation, and network-oriented and digital air traffic control system (IATA, 2022). Moreover, with effective ground operations, wind-optimal flight routing, improved flight speed and altitude trajectories, weight optimization, and other strategies, any flight can theoretically have the lowest fuel consumption possible. The gradual introduction of new aircraft generations with improved airframe and fuel-efficient engine design causes airlines to change their fleet over the years. Usually, airlines retire their aircrafts after 15-35 years of service.

Sustainable Aviation Fuels (SAFs)

Carbon-neutral growth in the aviation sector can be attained by investigating alternative sources of energy that can replace fossil fuels. These energy sources include numerous possibilities such as biofuels, electrofuels, electricity, hydrogen, and others. Alternative fuels have shown a capacity to decrease carbon emissions by more than 60% in comparison to conventional petroleum-based fuels (de Jong et al., 2017).

Among the alternative energy sources, biofuels have received considerable attention for their environmental sustainability, reduction in GHG emissions and compatibility with current infrastructure (Wise et al., 2017). The significant portion of CO_2 emission from biofuel combustion is offset by the CO_2 absorbed from feedstock biomass growth. This process indicates that carbon dioxide is efficiently recycled during the biofuel's life cycle, thus, making biofuels an efficient alternative to fossil fuel in carbon-neutral application. Nowadays, for biofuels to be used in aviation that are produced through various technological methods must receive certification from the American Society for Testing and Materials International (ASTM) or similar standards from other organizations (Ministry of Defense, 2019). Currently, the certified processes for biofuels are include the Fischer–Tropsch (FT), hydroprocessed esters and

fatty acids (HEFA), direct sugar to hydrocarbon (DSHC), alcohol-to-jet (ATJ), and catalytic hydrothermolysis jet (CHJ) (IATA, 2020). Three major categories of biofuels are identified based on the feedstock utilized including carbohydrate-rich, lignocellulosic and oil-based biomass. Direct sugar to hydrocarbon biofuel pathway heavily depends on carbohydrate-rich feedstocks such as sugarcane, sorghum, and maize. This pathway enables the production of biofuels used in aviation without an alcohol intermediary. The sugars obtained from the carbohydrate-rich biomass are transformed into isoprenoid farnesene by fermentation, and then hydrogenated to farnesane, that serves as aviation biofuel (Davis et al., 2013). Moreover, the farnesane synthesized from latter process can be utilized as diesel for land transportation as well as kerosene for aviation. The FT process employ thermochemical conversion methods to transform lignocellulosic biomass such as primary forestry and crop residues, municipal solid waste mainly into kerosene (de Klerk, 2010) as well as other products such as diesel (Chevron Product Company, 2007) and naphtha (Boerrigter, 2006). Fischer-Tropsch synthesis comprises a sequence of catalytic reactions that transform purified syngas, primarily consisting of hydrogen and carbon monoxide, to liquid fuels. In the FT production, purified syngas is introduced to catalysts under defined processes to produce various hydrocarbons (Gruber et al., 2019). Moreover, hydrocarbons of varying lengths undergo distillation to yield diesel, naphtha, kerosene, and lubricants (de Klerk, 2011). The Fischer-Tropsch technology enables the utilization of lignin from lignocellulosic biomass feedstock for the production of premium kerosene free of sulfur, nitrogen, and other contaminants (Baena-Zambrana et al., 2012). Another feedstock used in biofuel pathways is oil feedstock. It can be obtained from several sources, such as non-edible oil crops and oleochemical byproducts. Crops and byproducts are transformed into oil using many methods, including mechanical operations and chemical processing utilizing solvents as well as enzymatic techniques (Karaj and Müller, 2011). In HEFA process, the waste fats and oils with varying degrees of unsaturation are initially hydrogenated, after which the hydrogenated fatty acids are transformed into hydrocarbons then isomerization and hydrocracking transforms these hydrocarbons into highly branched alkanes and substances of preferred carbon chain length. Final product is distilled to kerosene, diesel and naphtha (Verma et al., 2015). The CHJ method utilizes hydrothermal techniques to transform oil-based feedstock into a blend of hydrocarbons. Later, outputs from utilizing of catalytic hydrothermolysis for hydrocarbons transforms into alkenes through decarboxylation and dehydration. Moreover, these alkenes can be converted into biofuels for aviation via the alcohol recovery phase.

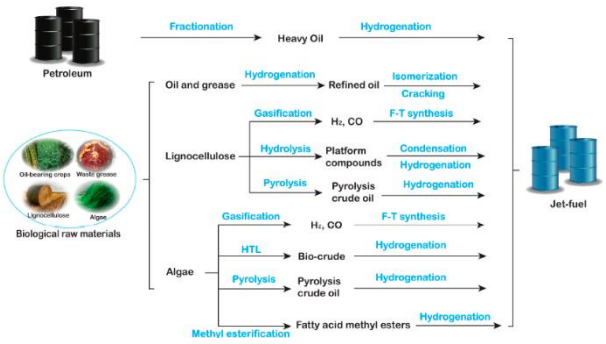


Figure 4. The procedure for transforming biomass and petroleum into aviation fuel (Dong et al., 2024).

Another SAF used in aviation is electrofuels, which produces kerosene from water-derived hydrogen and atmospheric carbon dioxide (Drünert et al., 2020). Electrofuels stores electrical energy in chemical bonds in the form of liquid or gaseous fuels. The global climate advantages are apparent when renewable energy sources are utilized to generate the necessary hydrogen. Hydrogen can be produced by many methods utilizing various resources, such as fossil fuels via steam methane reforming (SMR), other resources through gasification of biomass, and water-splitting technologies (Nabgan et al., 2017). In hydrogen generation, water is a viable resource. Multiple methods exist in hydrogen generation by water including electrochemistry (Joy et al., 2018), thermochemistry (Safari and Dincer, 2020), or biological water-splitting (Carmo et al., 2013). Carbon sources are used in order to generate electrofuels from aforementioned processes. These sources are including fossil or point source carbon dioxide, biomass, and carbon in atmosphere captured by direct air capture (DAC) (Handler et al., 2016). Another pathway to produce electrofuels is liquid hydrocarbon synthesis. This process combines hydrogen and carbon dioxide through direct electrolysis or co-electrolysis to generate syngas to be used in either FT technology or methanol synthesis to produce aviation electrofuels (Zheng et al., 2017).

An alternative fuel proposed for green aviation is electric batteries. These batteries can be used in propulsion system as replacement of combustion engines or in non-propulsive systems including APU, flight and cabin control systems (Domone, 2018). The impact of electric propulsion systems on global climate is significantly important in terms of carbon-neutrality since these systems do not exert direct GHG emissions. However, there are challenges and limitations that these systems must overcome to reach the potential of fossil fuels. In general, lithium-ion batteries used in aviation has limited capacity of energy storage as well as smaller maximum specific energy than traditional kerosene resulting in a mass penalty element since size of wings and fuselage limits the capacity of batteries. Hence, it can only be used in short-haul flights and this penalty effects the number of passengers and seats on aircraft (Duffy and Jansen, 2018). Figure 5 shows specific energies of the batteries used in aviation and conventional aviation fuel.

	Chemistry	Theoretical Limit (Wh/kg)	Specific Energy (Wh/kg)
Battery	$LiCoO_2/C_6$	568	275
	Pd-Acid	171	55
	NiMH	240	116
	Li-S	2654	420
	Na-S	792	240
Fossil fuel	Gasoline	-	12,012
	RP-3	-	11,984
	Jet-A	-	11,917

Figure 5. Specific energy of various batteries and fossil fuels in aviation. (Dong et al., 2024)

Battery overheating is another challenge in terms of aviation safety since it can cause thermal runway failure (Sripad et al., 2021). Therefore, thermal stability of current or future batteries must be achieved before extensive adaption. Another crucial problem related to the limited energy storage of lithium-ion batteries is lifetime and frequent charging time (The Faraday Institute, 2020). A costly solution proposed for this issue was battery changing model including high number of batteries (Li et al., 2018). Many researchers are focused on addressing the limitations and challenges of current battery systems by investigating on various materials and electrolytes that can be used. Some of the advanced batteries to overcome current problems are including lithium metal/silicon anode (The Faraday Institute, 2020), lithium-sulfur (Deng et al., 2017), and lithium-air (Hansson et al., 2018).

Investigations into the adoption of hydrogen for commercial aviation are now being conducted in around the world. Nonetheless, the initial concepts and corresponding experiments originated decades ago and persist to the present day. In comparison to traditional aviation kerosene, hydrogen has three times energy density that may achieve long-haul flights with greater payload capacity. Current researches and developments are focused on the liquid form of hydrogen called cryogenic hydrogen (LH_2) as an aviation fuel. Due to its specific volume, LH_2 must be stored at 20 K in order to contain it in form of liquid (Zahuri, 2018). Moreover, cryogenic hydrogen is significantly lighter than standard kerosene, thus, 4.3 times greater fuel volume is required to achieve comparable energy content. This results in storage problems for cryogenic aircraft (Rao et al., 2020). Cryogenic hydrogen fueled engines maintain the fundamental architecture of traditional jet engines, albeit with essential alterations. Cryogenic aircraft includes some advantages and disadvantages in terms of aviation safety. Due to its small molecule size and high boil-off rate, LH_2 has a tendency to leak. However, cryogenic hydrogen has reduced combustibility, it burns in a small area much faster, and it has smaller chance of spontaneous ignition compared to conventional aviation fuels (Hoelzen et al., 2022). The impact of cryogenic aircraft on climate is much smaller than conventional aircraft since it does not emit carbon dioxide. Nevertheless, as main GHG emission, they release H_2O in levels approximately 2.6 times more than traditional airplanes (Fichter et al., 2005).

Lastly, some of the literature reviews on performance of sustainable aviation fuels are discussed below. Boomadevi et al. (2021) conducted an experimental study on combustion and emission characteristics of microalgae biofuel on microgas turbine engine. Five different blend ratios of 20, 40, 60, 80 and 100% microalgae biofuel named as B20, B40, B60, B80, and B100, respectively, were compared to jet-A fuel. Results showed that, B20 biofuel exhibited similar thrust compared to jet-A fuel. Furthermore, thrust specific fuel consumption (TSMC) of all biofuels were less than that of jet-A. Authors concluded that, only smaller proportions of algae biofuel mixed with jet fuel yield favorable effects on both emissions and combustion performance, as opposed to greater biofuel concentrations. Feser and Gupta (2021) performed an experimental investigation on the emission characteristics of four different aviation biofuels including Gevo ATJ, Amyris Farnesane, UOP HEFA-SPK, and SB-JP-8. Emission results showed that ultra-low nitrogen oxide (NO) levels corresponding to less than 1 parts for million (ppm) for all biofuels analyzed, with the exception of Amyris Farnesane, which measured approximately 1.5 ppm at an equivalence ratio of around 0.6. Furthermore, combustion across equivalence ratios of 0.4–0.6 yielded NO emissions between 1 and 2 ppm for all biofuels. Lowest carbon monoxide (CO) emissions from investigated biofuels were observed at equivalence ratios between 0.7 and 0.8.

Electric And Hybrid-Electric Air Vehicles

Electric propulsion in aviation encompasses configurations utilizing an electric motor to provide mechanical power to the propulsive components of aircraft. These configurations can be divided into two categories: battery-dependent and battery-independent systems. All or full electric aircraft concept involves an electric motor that either entirely depends on batteries or combination of batteries and hydrocarbon-based fuels to generate propulsive power (Rossi, 2017). The hybrid-electric aircraft systems rely on an electric motor to generate propulsion with hydrogen gas turbine powered by hydrogen or liquid hydrocarbons to produce extra mechanical power. The two primary concepts that have undergone testing for hybrid electric system are the parallel and series concepts (Xie et al., 2020). In parallel hybrid concept combination of hydrocarbon fuel combustion and batteries to use by electric motor and hydrogen gas turbine in order to generate propulsive power (Gil and Silva, 2017). Series hybrid concept involves a hydrogen gas turbine that generates electricity for both batteries and electric motor (Boggero et al., 2019). Limitations and challenges of electric batteries used in the aviation was discussed in the previous title. The efficiency of the current batteries theoretically can reach up to 80%. The losses can be from either propulsive components or battery storage. Whereas in conventional jet engines, the total efficiency is around 20-36% (Rohacs and Rohacs, 2020). But, due to limitations in maximum specific energy of electric batteries, a large amount of battery packs is required to generate same amount of energy from kerosene. Moreover, limited storage capacity on aircraft restricts the number of electric

batteries that can be mounted. Thus, full electric aircraft concepts are preferred for short-haul flights. Over the years, many startups and companies designed concepts and prototypes of battery-dependent air vehicles. As an example, a full-electric aircraft Alice designed by the Eviation startup had 1046 km of range and expected to be certified in 2024 (Eviation, 2022). But, due to funding complications, company laid off some of the personal and launch is delayed to 2027 (Aerospace Testing International, 2025). Another example is a company from Canada called magniX. They designed the world's first full-electric seaplane with range of 1000 km and up to 9 passenger capacity. In 2019, company tested their aircraft with fly time of 30 minutes (Techxplore, 2020).

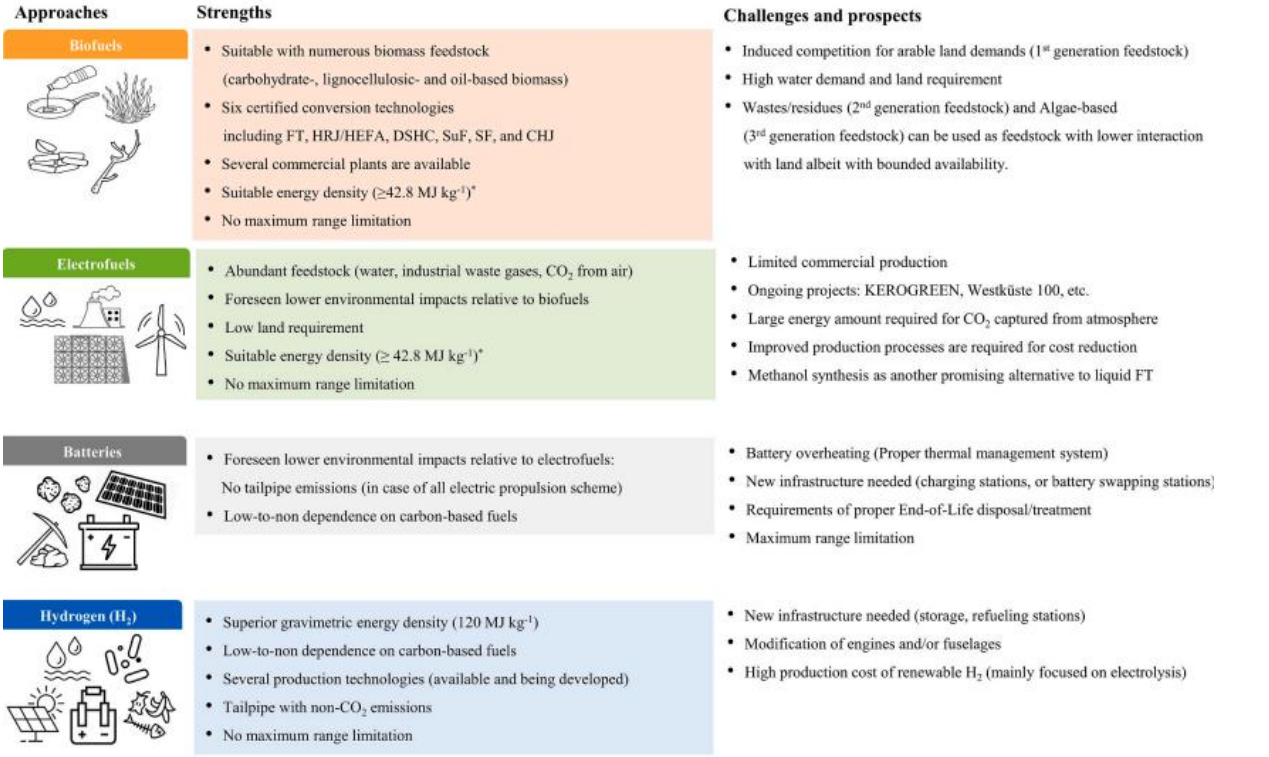


Figure 6. Strengths and challenges of four pathways in carbon-neutral growth in aviation (Su-ungkavatin et al., 2023)

The second category in electric air vehicles is battery-independent systems. Fuel cell electric propulsion system can be integrated to both full-electric and hybrid electric systems. Compared to batteries, fuel cells act as energy converters. As long as aviation fuels are supplied to the fuel cell, it can constantly generate electricity to supply electric engines. Since no batteries are involved, some of the limitations such as battery lifetime and long charging time are no longer concerned (Bruce et al., 2020). Another advantage of hydrogen fuel cell systems is since no air is burned in electric engines, only GHG emission from these systems is water vapor. Therefore, impact on climate was reduced compared to conventional aircrafts. An example to hydrogen fuel cell concept for aircrafts is Airbus ZEROe. A single-aisle aircraft with 100-200 passenger capacity powered by four 2 MW electric engines expected to be in service in 2030 (Airbus, 2025). Figure 6 shows the aforementioned SAFs and their strengths and prospects.

Other Emerging Aviation Fuels

Liquefied natural gas (LNG) or liquefied methane is considered as an alternative fuel to aviation kerosene due to low price of natural gases and high reserve. Another favorable advantage is high gravimetric energy density of LNG compared to conventional kerosene. Additionally, some of the estimations showed that a potential of low carbon dioxide emissions is possible with LNG used as aviation fuel (Rao et al., 2020). Although some advantages discussed above, there are some challenges in implementation of LNG into aviation. These challenges include significant change required in infrastructure, mass penalty due to storage problem of cryogenic form and leakage problem that can impact both aviation safety and global climate (Rompokos et al., 2020, Masson-Delmotte et al., 2021). Another alternative fuel considered to replace traditional aviation fuel is compressed natural gas (CNG) produced from natural gas. Some of the possible advantages of CNG as aviation fuel are including low GHG emissions compared to kerosene, longer flight time and more efficient engine due to higher energy density, lower explosion risk due to higher ignition temperature, in case of leakage it mixes with air. Challenges and disadvantages of CNG are such as higher pressure in storage tanks leading to strict safety procedures and mass penalty, a new infrastructure for both aircraft and airports in order to employ CNG (Oğur et al., 2025). Over the years, liquefied ammonia (NH_3) as an alternative aviation fuel has been discussed in industry and research communities. When compared to cryogenic hydrogen, liquefied ammonia has higher density and higher storage temperature leading to lesser mass penalty. However, since NH_3 has lower gravimetric energy density compared to kerosene and hydrogen, it is

favorable for short flight distances (Bicer and Dincer, 2016). NH_3 can be produced from two pathways. First is the traditional way that hydrogen required is generated from natural gas and nitrogen (N_2) is produced from Haber-Bosch procedure. Second way is renewable procedures for both hydrogen and nitrogen with higher costs (Bicer and Dincer, 2016). A strict safety policy must be employed due liquefied ammonia's toxic nature. Compared to conventional kerosene, NH_3 exerts NO_X, nitrogen and water vapor as GHG emissions (Wetering, 2020). Solar energy provides a sustainable and clean alternative to traditional aviation fuels. It is favorable in unmanned aerial vehicles (UAV) due to some serious limitations. The range and top speed of solar-powered air vehicles are reduced by the low power generated from less efficient power generators (Safyanu et al., 2019). Additionally, passenger flights are considered not feasible due to low power generation and short range. Another challenge for solar aircrafts is the requirement for wide wingspan for solar panels and the susceptibility of solar panel components to unfavorable weather conditions.

Carbon Balancing and Offset Mechanisms

The global aviation industry has expanded rapidly in the past decade, and in spite of advancements in aircraft efficiency and emission, there is still an increasing concern about its impact on global warming. In order to mitigate the impact of aviation on global climate and minimize the GHG emissions, ICAO created the Carbon Offsetting and Reduction Scheme for International Aviation (CORSIA) in 2016 (ICAO, 2019). Airlines that emit more carbon dioxide than in 2019 are required by CORSIA to offset such emissions. CORSIA is intended to allow for offsetting emissions via credits or by CORSIA Eligible Fuels (CEFs) to ensure that global aviation reaches the goals of carbon-neutral policy starting from 2020. The three stages of CORSIA's deployment are the pilot (2021–2023), the first (2024–2026), and the second (2027–2035) stages. The offsetting obligations will apply to ICAO member nations who agreed to take part in the system during the pilot and first stages. Moreover, 81 nations have formally joined the pilot stage, accounting for roughly 76% of all global aviation operations (EASA, 2019). The second stage of CORSIA is legally mandatory for every ICAO member nation if they choose to take part. Sustainable aviation fuels, or other alternative aviation fuels produced from biomass or waste materials that meet sustainability standards, are permitted by CORSIA to assist airlines meet their carbon offsetting obligations. As per the 2018 ICAO agreement, CORSIA uses a life-cycle assessment (LCA) approach to determine lower emissions from the utilization of sustainable aviation fuels. The LCA strategy is now the first globally used technique for estimating the life-cycle greenhouse gas emissions from jet fuels (IRENA, 2017). The accepted LCA approach for CORSIA was found to be based on four components including LCA for greenhouse gas emissions, incorporation of induced land use change (ILUC), measures to stop deforestation, and crediting of activities that reduce the risk of land use change (LUC). Aforementioned factors have made possible for a variety of stakeholders to explore various strategies for sustainable aviation fuels to lower carbon dioxide emissions over the course of their life-cycle while lowering the possibility of unforeseen repercussions.

POLICIES, STANDARDS AND INTERNATIONAL REGULATIONS

Sustainable aviation requires frameworks for policy and regulations to promote the implementation and preservation of its sustainability. Many new and continuing regulations and sustainable policies have taken alternative jet fuels into consideration. Since electrofuels are yet to implement into aviation, these regulations and policies are primarily applied to biofuels. Nevertheless, currently biofuels only account for a small portion of aviation fuel consumption which corresponds approximately to 1% (IATA, 2018). Also, a few of the policies and frameworks are considering alternatives to aviation fuel such as hydrogen and electric aviation systems.

The 40% target of greenhouse gas emission in proposed for 2030 has been suggested to increase to 55% by the European Commission. Previous European legislation in terms of climate, energy and transport are being updated with targets by the 'Fit for 55' package (European Commission, 2021). This package's most important aviation-related points are including the revision to the Renewable Energy Directive II (RED II), the Energy Taxation Directive (ETD) modification, the ReFuelEU Aviation proposal, and the EU emission trading system (EU ETS) revision. The European Commission approved the European Union's (EU) sustainable and smart mobility strategy in 2020 with a goal to guarantee that EU's transportation infrastructures can meet the climate targets by 2030 and the climate neutrality target by 2050 (European Commission, 2021). For example, in accordance with the ReFuelEU Aviation proposal, airports in EU are strongly urged to produce and implement aviation biofuels and electrofuels in order to lower aircraft GHG emissions. Additionally, ATM improvements and electric and hydrogen driven alternative propulsion systems are considered. A policy to increase both the demand and supply for sustainable aviation fuels by 2050 is being proposed by ReFuelEU Aviation in the EU. ReFuelEU Aviation proposal was released inside 'Fit for 55' package in 2021. In this proposal, fuel producers are required to make sure that the jet fuel offered at EU airports has a certain percentage of sustainable aviation fuel that includes a minimum percentage of electrofuels (European Commission, 2021). A comprehensive policy regulation for the production and marketing of renewable energy sources in EU was established by EU Renewable Energy Directive (RED) in 2009 as an obligatory rule for all EU nations. The RED mandates that by 2020, all EU nations guarantee at least 10% of their total energy used for transportation comes from renewable energy sources (European Commission, 2009). RED II is known as a revised version of the previous directive that is active

between 2021 and 2030. It mandates that fuel distributors provide a minimum of 14% of the transportation sector's total energy use by 2030 from renewable sources ((European Commission, 2018). EU emission trading system (EU ETS) is one of the tools in the hand of European Commission to reduce the GHG emissions with EU emission unit allowances (EUAs) by 40% for 2030. The system works as airlines must buy EUAs at auction or via other parties if their carbon dioxide emissions surpass the limit.

EVALUATION OF CARBON-NEUTRAL PRACTICES

Life Cycle Assessment (LCA)

Life cycle assessment (LCA) is an analytical instrument employed to assess the potential impacts of a product on ecosystems, from production inception to final disposal. LCA facilitates the systematic analysis of items, services, and goods concerning ecological effects (Lee and Inaba, 2004). The initial phase of the life cycle assessment involves defining the aim and scope of the research, the product structure under examination, and the boundaries of the system. The second phase, the construction of a life cycle inventory, emphasizes the required data gathering in accordance with the defined system limits to create an input-output model. The next phase involves conducting an impact evaluation. The last phase the results are combined and reported. This final step also facilitates the formulation of findings and suggestions, based upon the objective (Pryshlakivsky and Searcy, 2021). Figure 7 shows the life cycles of the aviation sector for environmental impact evaluation.

Emission Measurement Methods

An emissions inventory is the compilation of air pollutants released by diverse emission sources within a specific timeframe and region. The inventory serves to demonstrate emission characteristics and provide a basis for the development of emission reduction policies around the world. Various methodologies for creating of emission inventories are discussed below. First method is in this section is ICAO approach divided into three categories. The ICAO simple approach necessitates a little dataset yet results in significant uncertainty in the calculation of emissions from aircraft landing and takeoff (LTO) cycles. (ICAO, 2016). The simple approach can be classified as method A and B based on various data. The advanced ICAO approach addresses the impacts of fuel flow and emission index fluctuations from actual flight operation on emission calculations. This results in more precise measurements compared to simple approach discussed above. Lastly, the ICAO sophisticated technique asserts that accurate characterization of exhaust emissions necessitates the acquisition of instantaneous measurements and performance data. This data covers all ground, landing and takeoff operations of aircraft. Another method for emission inventory is the U.S. Environmental Protection Agency (EPA) approach which is similar to B method of ICAO simple approach. The primary distinction is that the time-in-mode in the EPA approach does not immediately correspond to reference value from ICAO; instead, it considers the impact of weather conditions at various altitudes, which subsequently influences the aircraft's operational duration throughout the approach and ascend phases (Environmental Protection Agency, 1999). Next method

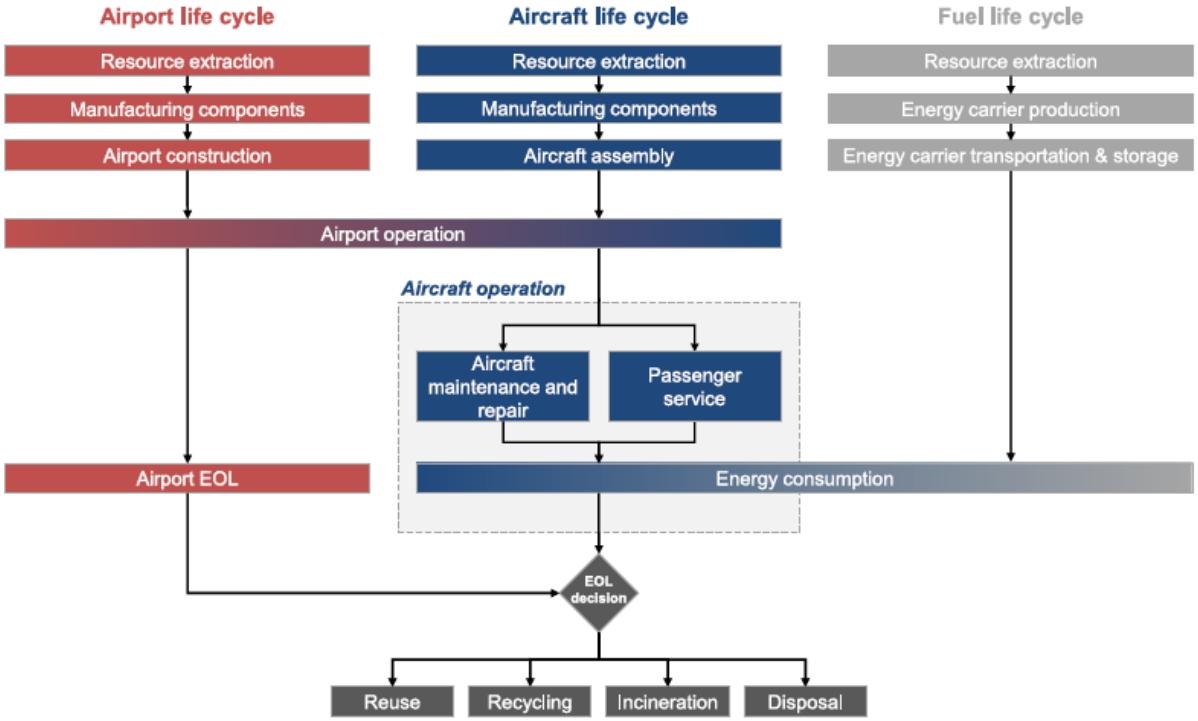


Figure 7. Life cycles of the aviation sector for environmental impact evaluation (Melo et al., 2020).

is called EMEP approach created by The European Environment Agency (EEA). This method is divided into

three tiers and third tier is subdivided into 2 methods as 3A and 3B. Tier 1 method calculates emissions during climb and landing takeoff cycle of both international and domestic airplanes depending on volume of fuel consumption and fuel type (Zhang et al. 2020). However, some of the emissions are rely on aircraft payload. Consequently, the Tier 2 approach is more suitable for estimating the overall emissions from aircraft as it takes into account the class of the aircraft. Last tier called tier 3 relies on empirical flight data. The 3A methodology considers cruising emissions across varying flight lengths. The 3B approach distinguishes itself from the 3A method by utilizing aerodynamic performance data of selected aircraft and engine to compute fuel usage and emissions during the whole flight trajectory. Study of Optimization Procedures for Decreasing the Impact of Noise (SOURDINE) II approach focuses on a novel ATM strategy designed to alleviate the effects of aviation pollution and noise near airports by establishing new arrival and departure procedures (Jiang et al., 2023).

Challenges in Sustainable Aviation

There are numerous challenges limits the advancement of and growth of the alternative aviation fuel industry. Most of the alternative fuels are not mature enough to replace traditional fuels in terms of infrastructure, sustainability and funding. Biofuels as alternative has insufficient availability of necessary feedstock quantities as well as sustainability issues linked to increased feedstock. Additionally, lack of support and funding from local and global organizations further decelerates the progress of the transition from fossil fuels to renewables energies. All of the problems discussed above can jeopardize the carbon-neutrality targets set by global organizations for upcoming years. Biofuels are closest to extensive adoption compared to other alternatives of SAFs discussed in this paper. Although, as number of flights fueled by sustainable aviation fuel increase, no alternative fuel pathway has attained a degree of significant technological maturity (Ricardo Energy and Environment, 2020). High costs of green hydrogen productions highly anticipated to be lowered with the technological advancements to fulfill the requirements of green energy source. Power-to-liquid technologies depend on advancements in high temperatures and co-electrolysis. Currently, they are not competitive with biofuels regarding cost; however, it is anticipated that this method will become the most economically feasible in the future (World Economic Forum, 2020).

CONCLUSION

Since the aviation industry is predicted to play a bigger role in international transportation, there is an indisputable demand for sustainable aviation. Ever-increasing number of flights and human population, the severity of global warming escalates due to the rise in greenhouse gas emissions. Although a rapid decrease in number of flights during COVID-19 pandemic reduced the GHG emissions, however emissions numbers will increase to pre-pandemic levels and further surpass it. Hence, the global aviation industry must intensify their efforts to reach the targets of carbon-neutrality in upcoming decades.

Emission mitigation strategies and sustainable aviation fuels plays a significant role in carbon-neutral growth. Aerodynamic efficient and lighter aircrafts can reduce the fuel consumption thereby decrease the GHG emissions. Moreover, the modernization of airline fleets with next-generation fuel-efficient and low-emission aircraft might positively impact the climate. Optimization of ATM can improve the aviation safety as well as reduce the aircraft emissions. Biofuels possess advantages over other alternatives aviation fuels such as longer developed technology as well as their compatibility with existing aircraft and logistic infrastructure. Aviation biofuel derived from biomass feedstock is presently relatively uncomplicated and cost-effective to create in substantial numbers, achievable through various pathways. Nonetheless, there are recognized challenges to potential large-scale deployments, including the complexity associated with feedstock production that may jeopardize future sustainability objectives. Hydrogen driven and electric propulsion aircraft systems provide an alternative way to reduce the carbon emissions. However, they are preferred in short-haul flights due to technological limitations. The policy and regulation frameworks published by global aviation organizations and associations play a significant role in carbon balancing and sustainable aviation. The policies and emission targets govern the aviation sector to invest in carbon-neutral proposals.

REFERENCES

Huang H. and Rajashekara K., 2024, Net-zero greenhouse gas emission electrified aircraft propulsion for large commercial transport, *World Electric Vehicle Journal*, 15, 1-23.

Grote M., Williams I. and Preston J., 2014, Direct carbon dioxide emissions from civil aircraft, *Atmospheric Environment*, 95, 214-224.

Shoukat R. and Redondi R., 2025, GHG emissions evaluation of conventional, electric, hybrid, biofuel, and hydrogen aircraft, *Journal of the Air Transport Research Society*, 4, 1-13.

Airports International Council, 2025a, https://aci.aero/2025/07/08/worlds-busiest-airports-revealed-in-final-global-rankings/

Airports International Council, 2025b, https://aci.aero/2025/02/26/aci-world-projects-22-3-billion-passengers-by-2053/

International Air Transport Association (IATA), 2013, https://www.iata.org/contentassets/25e5377cf53c4e48bbaa49d252f3ab03/fact-sheet-fuel.pdf

Yin F., Rao A.G., Bhat A. and Chen M., 2018, Performance assessment of a multi-fuel hybrid engine for future aircraft, *Aerospace Science and Technology*, 77, 217-227.

ICAO, 2013, Report of the Executive Committee on Agenda Item 17.

Kito M., Takayabu H. and Nansai K., 2023, Carbon-neutral pathways to 2050 for Japan's aviation industry in the absence of a mass supply of sustainable aviation fuels, *Journal of Industrial Ecology*, 27, 1579-1592.

International Civil Aviation Organization (ICAO), 2018, Annex 16 - Environmental Protection - Volume IV - Carbon Offsetting and Reduction Scheme for International Aviation (CORSIA).

Hansen J., Sato M. and Ruedy R., 1997, Radiative forcing and climate response, *Journal of Geophysical Research: Atmospheres*, 102, 6831-6864.

Lee D.S, Fahey D., Forster P.M., Newton P.J., Wit R.C.N, Lim L.L., Owen B. and Sausen R., 2009, Aviation and global climate change in the 21st century, *Atmospheric Environment*, 43, 3520-3537.

Forster C., Stohl A., James P. and Thouret V., 2003, The residence times of aircraft emissions in the stratosphere using a mean emission inventory and emissions along actual flight tracks, *Journal of Geophysical Research: Atmospheres*, 108, 1-7.

Kapadia Z.Z, Spracklen D.V, Arnold S.R., Borman D.J., Mann G.W., Pringle K.J., Monks S.A, Reddington C.L, Benduhn F., Rap A., Scott C.E., Butt E.W. and Yoshioka M., 2016, Impacts of aviation fuel sulfur content on climate and human health, *Atmospheric Chemistry and Physics*, 16, 10521-10541.

Zhou C. and Penner J.E., 2014, Aircraft soot indirect effect on large-scale cirrus clouds: is the indirect forcing by aircraft soot positive or negative?, *Journal of Geophysical Research: Atmospheres*, 119, 11303-11320.

Kummar S.N. and Rutherford D., 2024, Lifetime emissions from aircraft under a net-zero carbon budget, *International Council on Clean Transportation*, 1-18.

Morris, K., 2006. An estimation of the tyre material erosion from measurements of aircraft. In: British Airways Environmental Affairs, British Airways Technical Documents Relating to the Aircraft Operations Supporting the Project for the Sustainable Development of Heathrow, Document 7, EJT/KMM/1131/14.18. British Airways, London. Available at: http://www.britishairways.com/cms/global/pdfs/csr/PSDH_Technical_Reports.pdf

Onasch T.B., Jayne J.T, Herndon S., Worsnop D.R., Miake-Lye R.C., Mortimer I.P. and Anderson B.E, 2009, Chemical properties of aircraft engine particulate exhaust emissions, *Journal of Propulsion and Power*, 25(5), 1121-1137.

Mazahari M., Johnson G.R. and Morawska L., 2011, An inventory of particle and gaseous emissions from large aircraft thrust engine operations at an airport, *Atmospheric Environment,* 45, 3500-3507.

Harrison R.M., Jones A.M., Gietl J., Yin J. and Green D.C, 2012, Estimation of the contributions of brake dust, tire wear, and resuspension to nonexhaust traffic particles derived from atmospheric measurements, *Environmental Science & Technology,* 46, 6523-6529.

Pant P. and Harrison R.M., 2013, Estimation of the contribution of road traffic emissions to particulate matter concentrations from field measurements: a review, *Atmospheric Environment*, 77, 78-97.

Fathi B.M., Ansari A. and Ansari A., 2023, Green Commercial Aviation Supply Chain—A European Path to Environmental Sustainability, *Sustainability,* 15, 1-14.

Emergency Mode for the Environment, United Nations Environment Program, 2022. https://www.unep.org/news-and-stories/story/2022-emergency-mode-environment

The United State Environmental Protection Agency, Aerospace Manufacturing Sector–Pollution Prevention (P2) Opportunities, 2022. https://www.epa.gov/toxics-release-inventory-tri-program/aerospace-manufacturing-sector-pollutionprevention-p2

A European Green Deal, 2020. https://www.weforum.org/agenda/2020/02/europe-climate-change-neweuropean-green-deal/

Holland M., Mann M., Ralph M., Owen B., Lee D., Horton G., Dickson N. and Kollamthodi S., 2011, A Marginal Abatement Cost Curve Model for the UK Aviation Sector, DfT Aviation MACC Study, Technical Report: Final. Department for Transport, London, UK.

Boeing, 2006. Aero Magazine, The Boeing Company, Seattle, USA.

King D., Inderwildi O., Carey C., Santos G., Yan X., Behrendt H., Holdway A., Owen N., Shirvani T. and Teytelnboym A., 2010, Future of Mobility Roadmap-Ways to Reduce Emissions while Keeping Mobile, Smith School of Enterprise and the Environment, Oxford, UK

IATA, 2022. https://www.iata.org/en/about/worldwide/europe/single-european-sky/

de Jong S., Antonissen K., Hoefnagels R., Lonza L., Wang M., Faaij A. and Junginger M., 2017, Life-cycle analysis of greenhouse gas emissions from renewable jet

fuel production, *Biotechnology for Biofuels and Bioproducts*, 64, 1-18.

Wise M., Muratori M. and Kyle P., 2017, Biojet fuels and emissions mitigation in aviation: An integrated assessment modeling analysis, *Transportation Research Part D: Transport and Environment*, 52, 244–253.

Defence standard 91–091 turbine fuel, kerosene type, jet A- 1; NATO code : F-35 ; joint service designation : AVTUR. Ministry of defence, 2019. http://inaca.or.id/wp-content/uploads/2019/11/Def-Stan-91-091-Issue-11-Oct-2019-Turbine-Fuel-Kerosene Type-Jet-A-1-NATO-CodeF-35-Joint-Service-Designation-AVTUR.pdf.

Fact sheet 2-sustainable aviation fuel: technical certification, IATA, 2020, https://www.iata.org/contentassets/d13875e9ed784f75bac90f000760e998/saf-technical-certifications.pdf

Davis R., Biddy M., Tan E., Tao L. and Jones S., 2013, Biological conversion of sugars to hydrocarbons technology pathway, National Renewable Energy Laboratory. https://www.nrel.gov/docs/fy13osti/58054.pdf

de Klerk A. Fischer-Tropsch jet fuel process, US 2010/0108568 A1. 2010. https://patents.google.com/patent/US20100108568A1/en

Chevron Product Company, Aviation fuels technical review | chevron products company, 2007. https://www.chevron.com/-/media/chevron/operations/documents/aviation-tech-review.pdf

Boerrigter H., 2007, Economy of biomass-to-liquids (BTL) plants. An engineering assessment. Netherlands. US department of energy, office of scientific and technical information. https://www.osti.gov/etdeweb/biblio/20767385

Gruber H., GroB P., Rauch R., Reichhold A., Zweiler R. and Aishernig C., 2019, Tropsch products from biomsass-derived syngas and renewable hydrogen, *Biomass Conversion and Biorefinery*, 11, 2281–2292.

de Klerk A., 2011, Fischer-Tropsch fuels refinery design, *Energy and Environmental Science*, 4, 1177–1205.

Baena Zambrana S., Repetto S.L., Lawson C.P. and Lam J.K.W., 2013, Behaviour of water in jet fuel - a literature review, *Progress in Aerospace Sciences*, 60, 35–44.

Karaj S. and Müller J., 2011, Optimizing mechanical oil extraction of Jatropha curcas L.seeds with respect to press capacity, oil recovery and energy efficiency, *Industrial Crops and Products*, 34, 1010–1016.

Verma D., Rana B.S., Kumar R., Sibi M.G. and Sinha A.K., 2015, Diesel and aviation kerosene with desired aromatics from hydroprocessing of jatropha oil over hydrogenation catalysts supported on hierarchical mesoporous SAPO-11, *Applied Catalysis A: General*, 490, 108–116.

Dong S., Song Z., Meng Z. and Liu Z., 2024, Biofuel–Electric Hybrid Aircraft Application—A Way to Reduce Carbon Emissions in Aviation, *Aerospace*, 11, 1-23.

Drünert S., Neuling U., Zitscher T. and Kaltschmitt M., 2020, Power-to-Liquid fuels for aviation – processes, resources and supply potential under German conditions, *Applied Energy*, 277.

Nabgan W., Tuan Abdullah T.A., Mat R., Nabgan B., Gambo Y. and Ibrahim M., 2017, Renewable hydrogen production from bio-oil derivative via catalytic steam reforming: an overview, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 79, 347-357.

Joy J., Mathew J. and George S.C., 2018, Nanomaterials for photoelectrochemical water splitting – review, *International Journal of Hydrogen Energy*, 43, 4804-4817.

Safari F. and Dincer I., 2020, A review and comparative evaluation of thermochemical water splitting cycles for hydrogen production, *Energy Conversion and Management*, 205.

Carmo M., Fritz D.L., Mergel J and Stolten D., 2013, A comprehensive review on PEM water electrolysis, *International Journal of Hydrogen Energy*, 38, 4901-4934.

Handler R.M., Shonnard D.R., Griffing E.M., Lai A. and Palou-Rivera I., 2016, Life cycle assessments of ethanol production via gas fermentation: anticipated greenhouse gas emissions for cellulosic and waste gas feedstocks, *Industrial Engineering Chemistry Research*, 55, 3253-3261.

Zheng Y., Wang J., Yu B., Zhang W., Chen J. Qiao J., 2017, A review of high temperature co-electrolysis of H2O and CO2 to produce sustainable fuels using solid oxide electrolysis cells (SOECs): advanced materials and technology, *Chemical Society Reviews*, 46, 1427-1463.

Domone J., 2018, The challenges and benefits of the electrification of aircraft, SNC-Lavalin's Atkins Business.

Duffy K.P. and Jansen R.H., 2018, Partially turboelectric and hybrid electric aircraft drive key performance parameters, *AIAA/IEEE electric aircraft technologies symposium, EATS*.

Spirad S., Bills A. and Viswanathan V., 2021, review of safety considerations for batteries in aircraft with electric propulsion, *MRS Bulletin*, 46, 435-442.

Li W., Li Y., Deng H. and Bao L., Planning of electric public transport system under battery swap mode, *Sustainability*, 10(7), 1-17.

Faraday report: high-energy battery technologies, The Faraday Institute, 2020. https://faraday.ac.uk/wp-

content/uploads/2020/01/High-Energy-battery-technologies-FINAL.pdf

Deng Y., Li J., Gao X. and Yuan C., 2017, Life cycle assessment of lithium sulfur battery for electric vehicles, *Journal of Power Sources,* 343, 284-295.

Hansson N., Bradley M., Campbell M., Cherry D.A.J., Cox K. and Angelo D.D., 2018, Boeing technical journal environmental impacts of aerospace batteries. https://www.boeing.com/content/dam/boeing/boeingdotcom/features/innovation-quarterly/aug2018/BTJ_Batteries_AUG2018_FULL.pdf

Zohuri B., 2018, Hydrogen Energy: Challenges and Solutions for a Cleaner Future, 1-283.

Rao A.G., Yin F. and Werij H.G.G., 2020, Energy transition in aviation: the role of cryogenic fuels, *Aerospace*, 181, 1-24.

Hoelzen J., Silberhorn D., Zill T., Bensmann B. and Hanke-Rauschenbach R., Hydrogenpowered aviation and its reliance on green hydrogen infrastructure – review and research gaps, *International Journal of Hydrogen Energy,* 47, 3108-3130.

Fichter C., Marquart S., Sausen R. and Lee D.S., 2005, The impact of cruise altitude on contrails and related radiative forcing, *Meteorologische Zeitschrift*, 14, 563-572.

Boomadevi P., Paulson V., Samlal S., Varatharajan M., Sekar M., Alsehli M., Elfasakhany A. and Tola S., 2021, Impact of microalgae biofuel on microgas turbine aviation engine: A combustion and emission study, *Fuel*, 302, 1-7.

Feser J. and Gupta A., 2021, Performance and Emissions of Drop-In Aviation Biofuels in a Lab-Scale Gas Turbine Combustor, *Journal of Energy Resources Technology*, 143, 1-6.

Rossi N., 2017, Conceptual design of hybrid-electric aircraft, Polytechnic university of Milan (politecnico di Milano).

Xie Y., Savvarisal Antonios T., Dan Z. and Jason G., 2020, Review of hybrid electric powered aircraft, its conceptual design and energy management methodologies, *Chinese Journal of Aeronautics*, 34, 432-450.

Gil A.A. and Silva H.L., 2017, Hybrid-electric aircraft: conceptual design, structural and aeroelastic analyses, Universidade federal de Uberlˆandia, 123.

Boggero L., Corpino S., De Martin A., Evangelista G., Fioritti M. and Sorli M., 2019, virtual test bench of a parallel hybrid propulsion system for UAVs, *Aerospace*, 6(7), 1-14.

Rohacs J. and Rohacs D., 2020, Energy coefficients for comparison of aircraft supported by different propulsion systems, *Energy*, 191.

Eviation, 2022. https://www.eviation.co/media/

Aerospace Testing International, 2025. https://www.aerospacetestinginternational.com/news/eviation-lays-off-staff-and-pauses-development-on-alice-electric-aircraft.html

Tecxplore, 2020. https://techxplore.com/news/2020-05-groundbreaking-all-electric-plane-paving-greener.html

Su-ungkavatin P., Tiruta-Barna L. and Hamelin L., 2023, Biofuels, electrofuels, electric or hydrogen?: A review of current and emerging sustainable aviation systems, *Progress in Energy and Combustion Science*, 96, 1-42.

Bruce S., Temminghoff M., Hayward J., Palfreyman D., Munnings C. and Burke N., 2020, Opportunities for hydrogen in commercial aviation, CSIRO.

Airbus, 2025. https://www.airbus.com/en/newsroom/press-releases/2025-03-airbus-showcases-hydrogen-aircraft-technologies-during-its-2025

Rompokos P., Kissoon S., Roumeliotis I., Nalianda D., Nikolaidis T. and Rolt A., Liquefied natural gas for civil aviation, *Energies*, 13.

Oğur E., Koç A., Yağlı H., Köse Ö. and Koç Y., 2025, Shifting to lower carbon emission for aircraft: An alternative fuel evaluation, *Energy*, 316, 1-12.

Bicer Y. and Dincer I., 2016, Life cycle evaluation of hydrogen and other potential fuels for aircrafts, *International Journal of Hydrogen Energy*, 42, 10722-10738.

Wetering L., 2020, Zero-emissions aeroplanes that use ammonia as jet fuel rather than kerosene could take to the skies within years, *Dauurzame Luchtvaart*.

Safyanu B.D., Abdullah M.N. and Omar Z., 2019, Review of power device for solar-powered aircraft applications, *Journal of Aerospace Technology and Management*, 11, 1-16.

ICAO, 2019, Introduction to the ICAO basket of measures to mitigate climate change.

EASA, 2019, European aviation environmental report. www.easa.europa.eu/eaer

IRENA, 2017, Biofuels for aviation: Technology brief. https://www.irena.org/-/media/Files/IRENA/Agency/Publication/2017/IRENA_Biofuels_for_Aviation_2017.pdf

IATA, 2018, Fact sheet climate and CORSIA. https://www.iata.org/contentassets/713a82c7fbf84947ad536df18d08ed86/fact-sheet-climate-change.pdf

European Commission, 2021 Proposal for a regulation of the European Parliament and of the Council on ensuring a level playing field for sustainable air transport, https://eur-

lex.europa.eu/legalcontent/EN/ALL/?uri=CELEX:52021PC0561

European Commission, 2009, Directive 2009/28/EC of the European Parliament and of the Council of 23 April 2009 on the promotion of the use of energy from renewable sources and amending and subsequently repealing Directives 2001/77/EC and 2003/30/EC, https://eur-lex.europa.eu/legal-content/EN/ALL/?uri=CELEX%3A32009L0028

European Commission, 2018, Directive (EU) 2018/2001 of the European Parliament and of the Council on the promotion of the use of energy from renewable sources, https://eur-lex.europa.eu/eli/dir/2018/2001/oj

Lee K.M. and Inaba A., 2004, Life cycle assessment: best practices of international organization for standardization (ISO) 14040 series, *Committee on Trade and Investment*, 99.

Pryshlakivsky J. and Searcy C., 2021, Life Cycle Assessment as a decision-making tool: practitioner and managerial considerations, *Journal of Clean Production,* 309.

ICAO, 2016, Doc 9889, Airport Air Quality Manual, https://www.icao.int/environmental-protection/Documents/Publications/FINAL.Doc%209889.1st%20Edition.alltext.en.pdf

Environmental Protection Agency, 1999, Evaluation of Air Pollutant Emissions from Subsonic Commercial Jet Aircraft, https://nepis.epa.gov/Exe/ZyPDF.cgi?Dockey=P10026PQ.PDF

Zhang X., Karl M., Zhang L. and Wang J., 2020, Influence of Aviation Emission on the Particle Number Concentration near Zurich Airport, *Environmental Science and Technology*, 54, 14161-14171.

Jiang H., Zhang H., Fu M., Huang Z., Ni H., Yin H. and Ding Y., 2023, Recent advances and perspectives towards emission inventories of mobile sources: Compilation approaches, data acquisition methods, and case studies, *Journal of Environmental Sciences*, 123, 460–475.

Ricardo Energy and Environment, 2020, Targeted Aviation Advanced Biofuels Demonstration Competition—Feasibility Study. Report for Department for Transport, UK, Ricardo Energy and Environment: Harwell, UK.

World Economic Forum, 2020, Clean Skies for Tomorrow: Sustainable Aviation Fuels as a Pathway to Net-Zero Aviation, World Economic Forum, Cologny, Switzerland.

GÜNEŞ DESTEKLİ ATMOSFERİK SU HASAT ÜNİTESİNİN SİMÜLASYON ÇALIŞMASI

Kamil Neyfel ÇERÇİ*
*Tarsus Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makine Mühendisliği Bölümü, 33400, Tarsus, MERSİN,
kneyfelcerci@tarsus.edu.tr

Özet: Tatlı su kaynaklarının sınırlılığı ve iklim değişikliğine bağlı artan su talebi, alternatif içme suyu üretim teknolojilerine olan ihtiyacı artırmaktadır. Atmosferde bol miktarda ve sürekli yenilenebilen su buharı, bu ihtiyacı karşılayabilecek sürdürülebilir bir kaynak olarak öne çıkmaktadır. Bu çalışmada, fotovoltaik termal (FVT) kollektör destekli; nem alıcı teker, toprak kaynaklı ısı değiştiricisi, sudan havaya ısı değiştiricileri ve sıcak su tankı bileşenlerinden oluşan yeni bir atmosferik su hasadı sistemi tasarlanmış ve TRNSYS yazılımı ile simülasyonları gerçekleştirilmiştir. Sistem performansı, Adana ve İstanbul illerine ait 1 Mayıs–30 Eylül tarihleri arasındaki iklim verileri kullanılarak değerlendirilmiştir. Simülasyon sonuçlarına göre, Adana'da toplam 8.32 ton, İstanbul'da ise 6.46 ton su üretimi sağlanmıştır. Ayrıca sistem, buhar sıkıştırmalı soğutma ünitesine kıyasla birincil enerji tüketimini %37 oranında azaltmakta ve FVT ünitesinin kullanılmama durumuna göre %78'e varan tasarruf sağlamaktadır. Elde edilen bulgular, önerilen sistemin sıcak ve nemli iklim koşullarında hem çevreci hem de enerji açısından verimli bir çözüm sunduğunu ortaya koymaktadır.
Anahtar Kelimeler: Atmosferik su hasadı, Toprak kaynaklı ısı değiştiricisi, Fotovoltaik termal (FVT) kollektör, Simülasyon

SIMULATION STUDY OF A SOLAR-ASSISTED ATMOSPHERIC WATER HARVESTING UNIT

Abstract: The limited availability of freshwater resources and the increasing demand for water due to climate change have intensified the need for alternative drinking water production technologies. Water vapor, which is abundantly present and continuously renewable in the atmosphere, stands out as a sustainable resource to address this need. In this study, a novel atmospheric water harvesting (AWH) system is designed, incorporating a photovoltaic thermal (PVT) collector, desiccant wheel, ground heat exchanger, air-to-water heat exchangers, and a hot water storage tank. The performance of the system was evaluated using TRNSYS simulation software under the climatic conditions of Adana and Istanbul for the period between May 1 and September 30. According to the simulation results, a total of 8.32 tons of water was produced in Adana and 6.46 tons in Istanbul. Furthermore, the proposed system reduced primary energy consumption by 37% compared to a vapor compression cooling unit and achieved up to 78% savings relative to a configuration without the PVT collector. The findings demonstrate that the proposed system offers an environmentally friendly and energy-efficient solution, particularly under hot and humid climatic conditions.
Keywords: Atmospheric water harvesting, Ground source heat exchanger, Photovoltaic thermal (PVT) collector, Simulation

GİRİŞ

Su, Dünya'daki yaşamın sürdürülebilirliği için temel bir kaynaktır. Ancak mevcut su kaynaklarının yalnızca küçük bir kısmı (nehirler, göller ve yeraltı suları) içme suyu olarak kullanılabilmektedir (Kushwaha et al., 2024a). Bu kaynaklar birçok bölgede hızla tükenmekte ve temiz suya erişim zorlaşmaktadır. Nüfus artışı, iklim değişikliği ve sosyoekonomik eşitsizlikler, içme suyu krizini derinleştirmektedir. Birleşmiş Milletler'e göre 2.3 milyar insan su stresi yaşarken, 733 milyonu ciddi sıkıntı içindedir (UN., 2021). UNICEF ise 2025 itibarıyla 700 milyon kişinin ciddi su kriziyle karşı karşıya kalacağını ve çocukların eğitim hakkının da bundan etkileneceğini bildirmektedir (UNICEF, 2019).

İklim modelleri, Akdeniz bölgesinde yaz aylarında atmosferik nemin 2080'e kadar %27 artacağını öngörmekte; bu da atmosferik su gibi alternatif kaynaklara olan ihtiyacı artırmaktadır (Kaseke et al., 2017; Kaseke & Wang, 2018). Su kıtlığı yalnızca bireyleri değil, toplumsal ve ekonomik gelişimi de olumsuz etkilemektedir (Kushwaha et al., 2024b). Bu nedenle, alternatif içme suyu kaynaklarının geliştirilmesi bir zorunluluk haline gelmiştir. Deniz suyu arıtımı, baraj ve kuyu inşası gibi yöntemler yaygın olsa da özellikle kurak ve erişimi zor bölgelerde yeterli olamamaktadır (UN., 2021). Ayrıca, tuzdan arındırmada kullanılan fosil yakıtlar çevresel zararlara yol açmakta; arıtılmış suyun taşınması ise maliyeti ve karbon salımını artırmaktadır (Ayaz et al., 2022; Kalogirou, 2005; Tal, 2018).

Atmosferde bol miktarda bulunan ve sürekli yenilenen su buharı, doğal bir tatlı su kaynağıdır (Wang et al., 2021). Bu kaynağın değerlendirilmesinde genellikle iki yöntem kullanılmaktadır: buhar sıkıştırmalı sistemle doğrudan yoğuşma ve adsorpsiyon temelli yoğuşma (Bagheri, 2018; Kumar & Mehla, 2021). Ancak doğrudan yoğuşma, düşük çiy noktası sıcaklıklarında yüksek elektrik enerjisi gerektirdiğinden enerji yoğun bir yöntemdir (Ansari et al., 2022; Bagheri, 2018). Bu nedenle araştırmacılar, yenilenebilir enerji kullanarak nem alıcı malzemeleri rejenere eden atmosferik su toplama (AWH) sistemlerine odaklanmaktadır. Bu sistemlerde rejenerasyon havasının nem oranı artar, bu da çiy noktası sıcaklığını yükselterek su verimini artırır ve enerji tüketimini azaltır (Kumar & Yadav, 2017; William et al., 2015).

Zeolit ve silika jel gibi higroskopik nem alıcı malzemeler, gece havadaki nemi emip gündüz güneş enerjisiyle ısınarak bu nemi serbest bırakarak su üretir. Güneş ışınımı sayesinde su molekülleri desorpsiyon yoluyla malzemeden ayrılır (Jarimi et al., 2020; Peeters et al., 2020). Ancak bu sistemler, yalnızca gece/gündüz döngüsünde bir kez çalışabildiğinden su verimi düşüktür ve içme suyu ihtiyacını karşılamada yetersiz kalabilir. Bu sınırlamayı aşmak için döner tip nem alıcı teker önerilmektedir (Kushwaha et al., 2024a). Heidari ve ark. (Heidari et al., 2019), nem alıcı teker ve evaporatif soğutucunun birlikte kullanıldığı güneş destekli bir sistem önermiştir. Sistem, rejenerasyon havasındaki nemi geri kazanarak hem evaporatif soğutucunun su ihtiyacını karşılamakta hem de içme suyu üretmektedir. Simülasyon sonuçlarına göre, sistem haftalık 590 L su üretmiş, %60 daha az elektrik tüketmiş ve CO_2 emisyonlarını %18.7 azaltmıştır. Ayrıca, 3 yıl içinde geri ödeme süresine ulaşabileceği belirtilmiştir. Tu ve ark. (Tu et al., 2021), nem alıcı tekerlek kullanan çok kademeli bir atmosferik su toplama sistemi önermiştir. Farklı nemlendirme yöntemlerini karşılaştırarak, ideal sistemde verimliliğin 0.4 ila 2.2 kat daha yüksek olduğunu göstermiştir. 40–90 °C ısıtma ve 0–12 °C soğutma koşullarında yapılan değerlendirmede, sistemin özellikle yüksek bağıl nemde doğrudan soğutmaya göre daha verimli olduğu belirlenmiştir. Zhang ve ark. (Zhang et al., 2023), dört kademeli nem alıcı teker kullanan bir atmosferik su toplama sisteminin ısıl ve ekonomik performansını incelemiştir. Isı pompası ve güneş enerjili su ısıtıcısıyla 25.1–94.1 kg/h su üretimi ve 0.97–4.59 kg/kWh enerji verimi elde edilmiştir. Ekonomik analizlere göre, sistemin geri ödeme süresi 0.34–2.58 yıl arasında değişmektedir. Wang ve ark. (Wang et al., 2022), sürekli çalışan bir atmosferik su toplama sistemi geliştirmiştir. İki adsorban yatakla çalışan sistem, 90 °C'de 8.3 kg/kg·gün su üretimi ve %32.6 termal verimlilik sağlamıştır. Çalışma, bireysel su ihtiyacını karşılayabilecek verimli ve ölçeklenebilir bir çözüm sunmaktadır. Kushwaha ve ark. (Kushwaha et al., 2024a), güneş enerjili bir atmosferik su toplama sisteminin performansını incelemiştir. Nem alıcı teker ve güneş hava ısıtıcısı ile çalışan sistem, günde 10.5 L su üretmiş; %9.83 enerji ve %2.56 ekserji verimliliği sağlamıştır. Su maliyeti 0.24 $/L, geri ödeme süresi 5.3 yıl, CO_2 azaltımı ise 13.64 ton olarak belirlenmiştir.

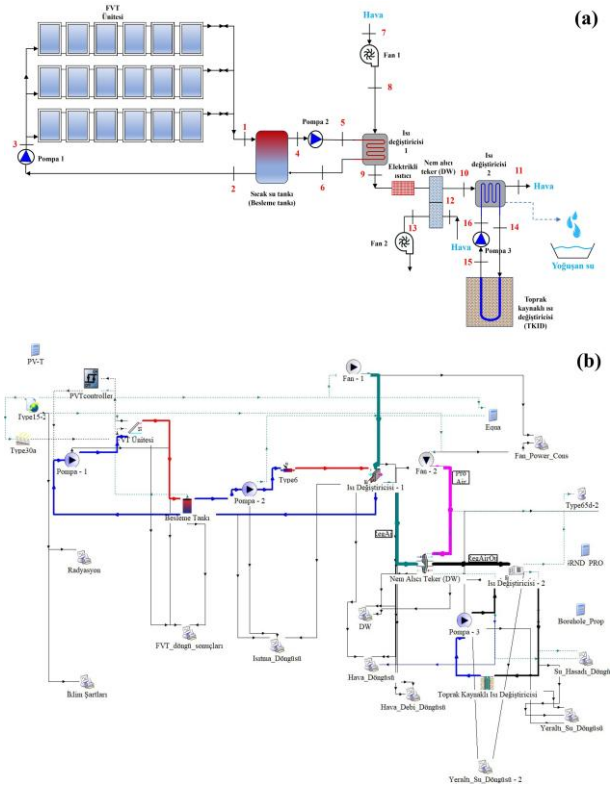
Nem alıcı teker ile su hasadı sistemleri, rejenerasyon sonrasında havanın daha yüksek çiy noktası sıcaklığına ulaşabilmesi için yüksek sıcaklıkta yenileme havasına ihtiyaç duyar. Bu ihtiyacı karşılamak üzere literatürde, fotovoltaik (FV) destekli elektrikli ısıtıcılar ile düzlemsel veya vakum tüplü güneş kollektörleri gibi farklı kaynakların kullanıldığı görülmektedir. Yoğuşma ünitesi olarak ise genellikle buhar sıkıştırmalı soğutma sistemleri veya havadan havaya ısı değiştiricileri tercih edilmiştir (Çerçi, 2025; Kushwaha et al., 2024a; Pokorny et al., 2022). Ancak sıcak ve nemli mevsimlerde, düşük rejenerasyon sıcaklıklarında çalışan sistemlerde havadan havaya ısı değiştiricileri ile yeterli soğutma sağlanamamakta ve çiy noktasının altına inilmesi zorlaşmaktadır. Öte yandan, buhar sıkıştırmalı sistemler yoğuşma sağlasa da yüksek enerji tüketimi ve artan karbon ayak izi nedeniyle sürdürülebilir değildir. Bu nedenlerle, daha verimli ve çevre dostu sistem alternatiflerine ihtiyaç duyulmaktadır.

Bu çalışmada, literatürdeki eksiklikler göz önüne alınarak yeni bir atmosferik su hasadı sistemi tasarlanmış ve TRNSYS yazılımı kullanılarak simülasyonları gerçekleştirilmiştir. Sistem; elektrik ve ısıl enerji sağlayan fotovoltaik termal (FVT) ünite, nem alıcı teker içeren nemlendirme ünitesi ve toprak kaynaklı ısı değiştiricisiyle çalışan yoğuşma ünitesinden oluşmaktadır. Analizler, Adana ve İstanbul illerine ait 1 Mayıs–30 Eylül tarihleri arasındaki iklim verileri dikkate alınarak yapılmıştır (Climate Data, 2022). Buhar sıkıştırmalı sistemlere göre daha çevreci olan bu tasarımın, araştırmacılar ve endüstriyel paydaşlar için yeni bir çözüm önerisi sunması beklenmektedir.

MATERYAL ve METOD

Sistem Tanıtımı ve Çalışma Parametreleri

Şekil 1'de sistemin genel görünümü ve TRNSYS yazılımındaki blok diyagramı sunulmuştur. Sistemde öncelikle ihtiyaç duyulan elektriksel ve ısıl enerjinin bir miktarı ya da tamamı FVT kollektörlerinden sağlanmaktadır. FVT tarafından elde edilen termal enerji sıcak su tankında (dengeleme tankı) depolanmaktadır (1 → 2). Ortalama sıcak su tankı 40 °C'ye ulaştığında diğer çevrimler için döngüyü sağlayacak olan pompa ve fanlar devreye girmektedir. Öncelikle tankta ısıtılan su (4 → 6) sudan havaya ısı değiştiricisine (Isı değiştiricisi 1) iletilmektedir. Bu sayede güneş enerjisinden elde edilen ısı nem alıcı tekerin rejenerasyonu amacıyla kullanılacak olan havaya aktarılmaktadır (8 → 9). Burada nem alıcı tekerin (DW) rejenerasyon sıcaklığının (60 °C) karşılanabilmesi için ayrıca elektrikli ısıtıcı da devreye girmektedir. Nem alıcı tekerde hem sıcaklığı hem de mutlak nemi arttırılmış olan rejenerasyon havası (10 noktası) ikinci sudan havaya ısı değiştiricisine (ısı değiştiricisi 2) girerek (10 → 11) yoğuşturulma işlemine tabi tutulmaktadır. Sudan havaya olan ısı değiştiricisi, nemli havayı yoğuşturabilmek için toprak kaynaklı ısı değiştiricisi ile birlikte çalışmaktadır. Isı değiştiricisinden çıkan nispeten daha yüksek sıcaklıktaki su (14 noktası), toprak kaynaklı ısı değiştiricisine girmekte ve burada sıcaklığı bir miktar düşürülerek (15 noktası) tekrar ısı değiştiricisine gönderilmektedir (15 → 16). Tablo 1'de sistemin tasarım ve çalışma parametreleri sunulmuştur.



Şekil 1. (a) Tasarlanan sistemin şematik diyagramı (b) TRNSYS yazılımında sistemin blok diyagramı

Tablo 1. Önerilen sistemin tasarım ve çalışma parametreleri

Parametre	Değer
Kollektör sayısı	60 adet
Bir kollektörün alanı	1.95 m^2
Bir kollektördeki su akış debisi	70 kg/saat
Referans koşullar için hücre verimliliği	0.18
Tank hacmi	2 m^3
Isı değiştiricisi -1 için su debisi	0.2 kg/s
Rejenerasyon hava debisi	2000 kg/saat
Proses hava debisi	1000 kg/saat
Rejenerasyon sıcaklığı	60 °C
Yoğuşturucu su debisi	5 kg/s
Sondaj derinliği	100 m
Sondaj deliği sayısı	15 adet
Delikler arası mesafe	5 m
Adana/İstanbul için ortalama yüzey sıcaklığı	19.5 °C/15.8 °C
Adana/İstanbul için minimum yüzey sıcaklığı	0.1 °C/0.1 °C
Adana/İstanbul için maksimum yüzey sıcaklığı	40 °C/34 °C

Hesaplama Prosedürü

FVT kollektörlerdeki termal enerji eşitlik (1) yardımıyla hesaplanmaktadır.

$$\dot{E}_t = \dot{m}_{su-PVT}\, c_{p_{su-PVT}} \left(T_{su-çıkan} - T_{su-giren}\right) \quad (1)$$

Burada $\dot{E}_t$ FVT tarafından elde edilen termal enerjidir (kWh). Yoğuşturucuda toplanan nemli hava çiy noktasının altında bir değere kadar soğutularak yoğuşma sağlanmakta ve su elde edilmektedir. Soğutma yükü eşitlik (2) ile hesaplanmaktadır.

$$\dot{Q}_{soğutma\ yükü} = \dot{Q}_{duyulur\ yük} + \dot{Q}_{gizli\ yük} \quad (2)$$

Burada $\dot{Q}_{soğutma\ yükü}$ toplam yoğuşturucudaki soğutma yüküdür (kWh). Bu değer yoğuşturucudaki duyulur ve gizli soğutma yüklerinin toplamına eşittir. Atmosferik su hasadı sistemi için önemli performans kriterleri olan su hasadı oranı (WHR) ve su hasadı etkinliği (WHE) performans indikatörleri eşitlikler (3) ve (4)'de sunulmuştur.

$$WHR = \dot{m}_{rej-hava}\ \left(\omega_{hava,g} - \omega_{hava,ç}\right) \quad (3)$$

$$WHE = \frac{WHR}{\dot{E}_{el-top}} \quad (4)$$

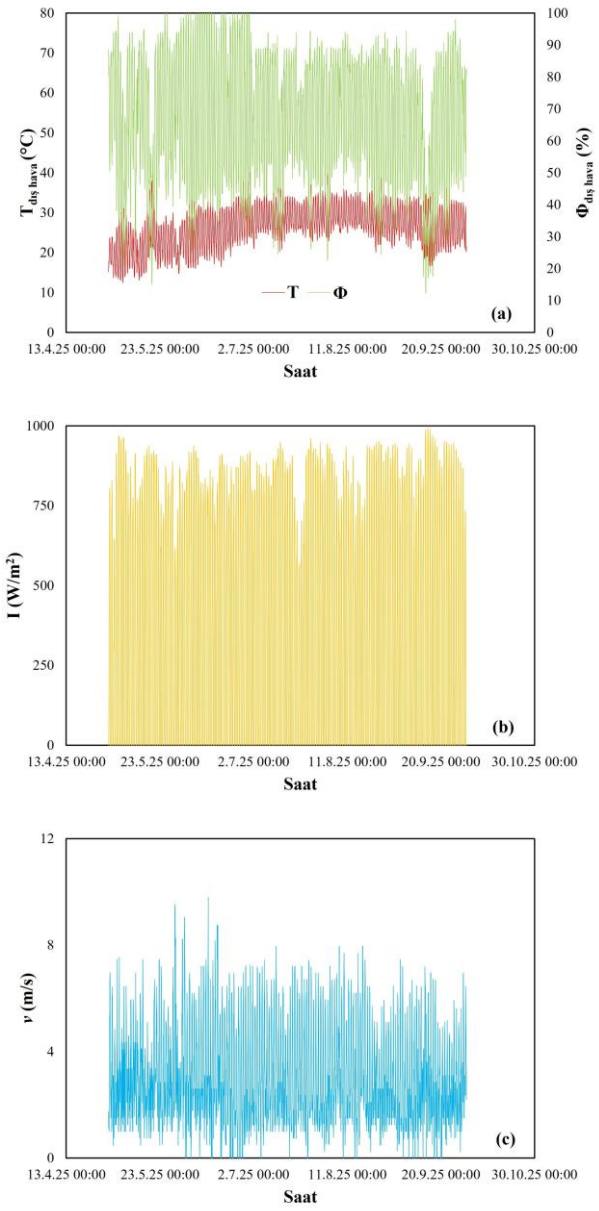
burada $\dot{E}_{el\text{-}top}$ sistemin tüm komponentleri tarafından tüketilen toplam elektrik tüketimidir (kWh).
Çalışmada son olarak birincil enerji tüketiminin ne oranda düşürüldüğü belirlenmiştir. Birincil enerji tüketimindeki azalma eşitlik (5) ile hesaplanmaktadır.

$$PE = \frac{\dot{E}_{el-top} - \dot{E}_{el-FVT}}{\eta_{el}} \quad (5)$$

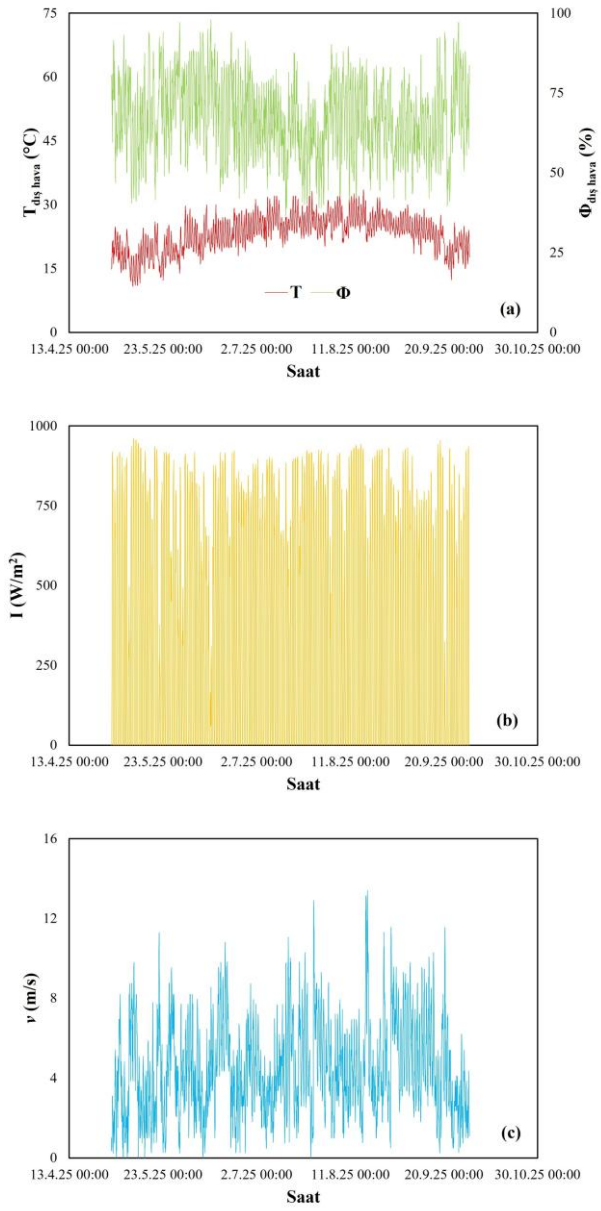
Burada η_{el} termal güç santralinin termal verimidir ve bu değer 0.38'e eşittir.

BULGULAR VE TARTIŞMA

Şekil 2 ve 3'de sırasıyla Adana ve İstanbul illeri için 1 Mayıs ile 30 Eylül arasındaki iklim ve güneş ışınım değerleri sunulmuştur. Adana ili için en sıcak ve nemli havalar Ağustos ayının 6. gününe denk gelirken, İstanbul ili için en sıcak ve nemli havalar Temmuz ayının 10. gününe denk gelmiştir. Adana ili için en yüksek güneş ışınım değeri 993.03 W/m^2 olup, 14 Eylül tarihinde bu değere ulaşılmıştır. İstanbul ayı için ise bu değer 959.66 W/m^2'dir ve 10 Mayıs tarihinde bu değere ulaşılmıştır. Rüzgar hızı için en yüksek değerine (9.80 m/s) Adana ilinde 12 Haziran tarihinde saat 15:00'da ulaşılmıştır. İstanbul ili için en yüksek değere (13.40 m/s) 18 Ağustos tarihinde saat 09:00'da ulaşılmıştır. Genel olarak Adana ili İstanbul iline göre daha sıcak ve nemlidir. Ayrıca daha yüksek şiddette güneş ışınımına maruz kalmaktadır.



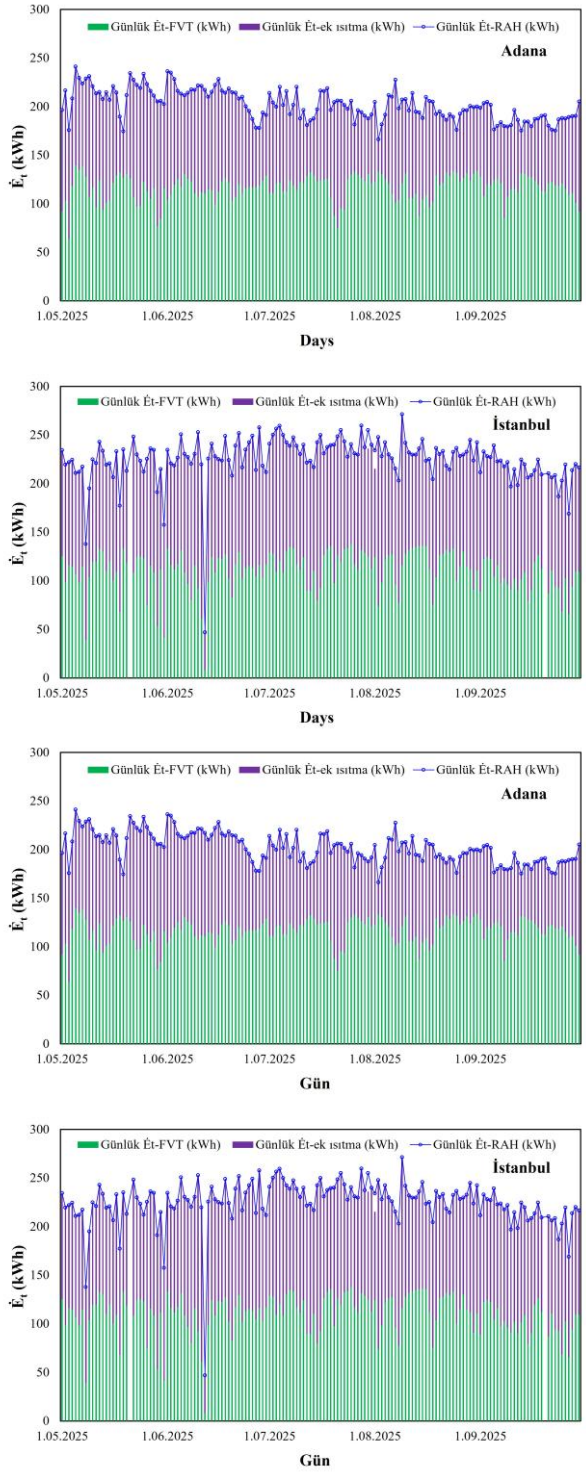
Şekil 2. Adana için sırasıyla (a) kuru termometre sıcaklığı - bağıl nem, (b) güneş ışınımı ve (c) rüzgar hızı değerlerinin değişimleri.



Şekil 3. İstanbul için sırasıyla (a) kuru termometre sıcaklığı - bağıl nem, (b) güneş ışınımı ve (c) rüzgar hızı değerlerinin değişimleri.

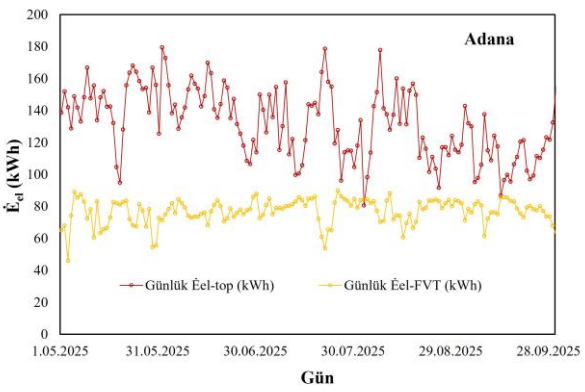
Sistemde kullanılan nem alıcı teker, işlem görecek havanın nemini artırarak çiy noktası sıcaklığını yükseltmektedir. Bu sayede nemin daha yüksek yüzey sıcaklıklarında yoğuşturulması mümkün hale gelir. Ancak nem alıcı tekerin atmosfer havasından nem alabilmesi için rejenerasyon ısısına ihtiyaç duyulmaktadır; bu da sistemin termal enerji gereksinimini ortaya çıkarır (Şekil 4). Önerilen sistemde bu enerji gereksiniminin bir kısmı, FVT ünitesinin termal kanalları aracılığıyla karşılanmaktadır. Sistem, 60 °C rejenerasyon sıcaklığına göre çalışacak şekilde tasarlanmıştır.

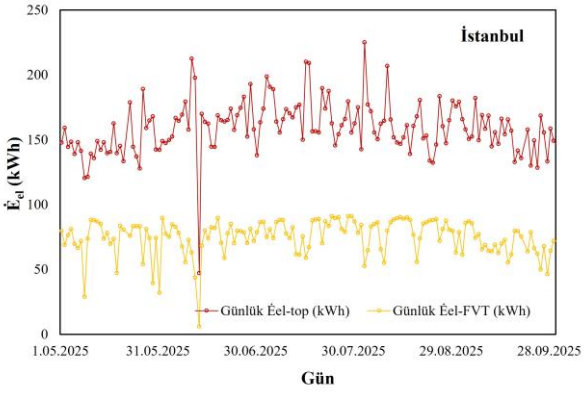
İstanbul'un Adana'ya kıyasla daha düşük sıcaklıklara sahip olması, bu rejenerasyon sıcaklığına ulaşmak için daha fazla termal enerji gerektirmesine neden olmaktadır. Ayrıca İstanbul'daki güneş ışınımı düzeylerinin daha düşük olması, aynı kapasitedeki FVT ünitesinden elde edilen termal enerjinin de daha düşük olmasına yol açmaktadır. 1 Mayıs–30 Eylül tarihleri arasında sistemin çalıştırılması durumunda, rejenerasyon ısısı ihtiyacı Adana'da 30.54 MWh, İstanbul'da ise 34.04 MWh olarak belirlenmiştir. Bu ihtiyacın Adana'da %58'i, İstanbul'da ise %49'u FVT ünitesi tarafından karşılanabilmektedir.



Şekil 4. Adana ve İstanbul illeri iklim şartları için termal enerji ihtiyacı ve üretilen termal enerji miktarları

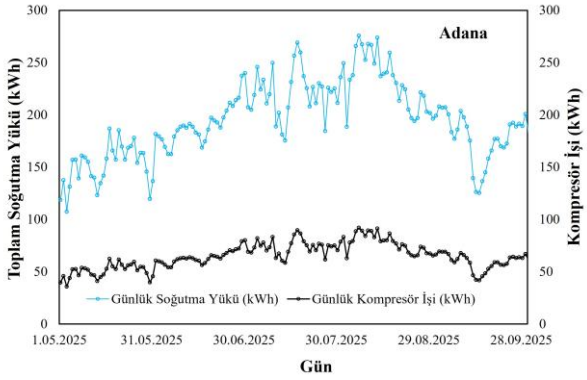
Sistemin her iki ilin iklim koşullarında tükettiği ve ürettiği toplam elektrik miktarları Şekil 5'te gösterilmiştir. Pompa ve fanların elektrik tüketimi nispeten düşük olsa da toplam elektrik tüketiminin yüksek olmasının başlıca nedeni, rejenerasyon ısısının FVT sisteminden sağlanamayan kısmının elektrikli ısıtıcı ile karşılanmasıdır. 1 Mayıs–30 Eylül tarihleri arasında sistemin çalıştırılması durumunda, sistemin toplam elektrik enerjisi tüketim miktarı Adana'da 19.91 MWh, İstanbul'da ise 24.03 MWh olarak hesaplanmıştır. Bu elektrik tüketiminin Adana'da %59'u, İstanbul'da ise %47'si FVT ünitesi tarafından karşılanabilmektedir.

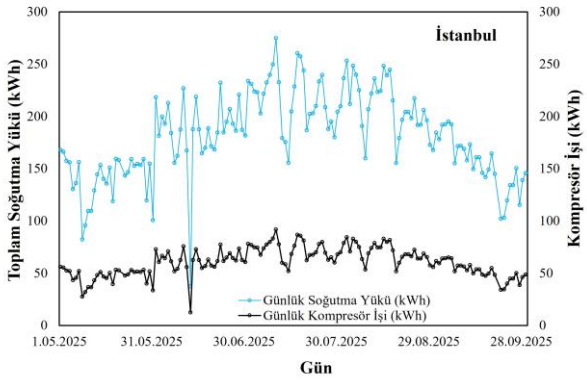




Şekil 5. Adana ve İstanbul illeri iklim şartları için toplam tüketilen ve üretilen elektrik enerjisi miktarları

Adana'nın daha sıcak ve nemli iklim koşulları, 1 Mayıs–30 Eylül tarihleri arasında sistemin çalıştırılması durumunda toplam soğutma yükünün İstanbul'a kıyasla yaklaşık %7 daha yüksek olmasına neden olmuştur (Şekil 6). Soğutma yükü Adana'da en yüksek seviyeye Ağustos ayında, İstanbul'da ise Temmuz ayında ulaşmıştır. COP değeri 3 olan bir buhar sıkıştırmalı soğutma sistemiyle (BSSÇ) yoğuşma işleminin gerçekleştirilmesi halinde, toplam kompresör enerji tüketimi Adana için 9.80 MWh, İstanbul için ise 9.17 MWh olarak hesaplanmıştır. Her iki il için kompresör güç tüketimi soğutma yüküne benzer bir trend izlemiştir.

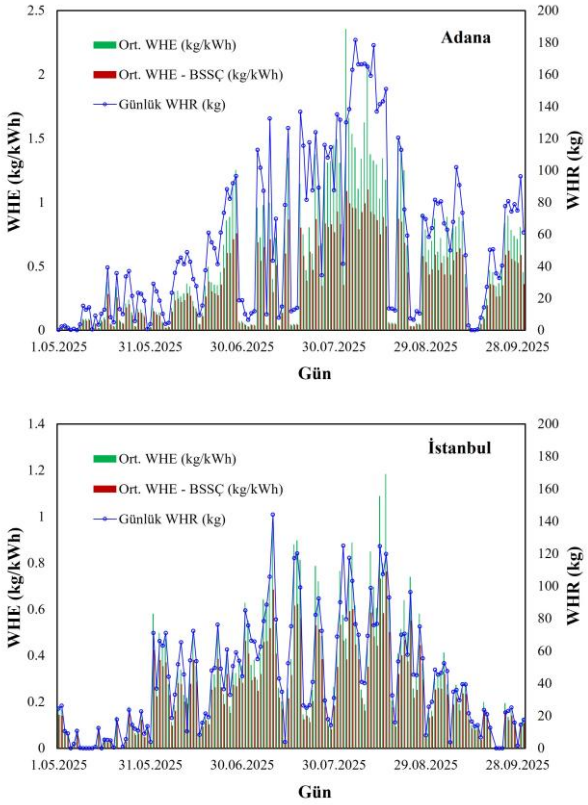




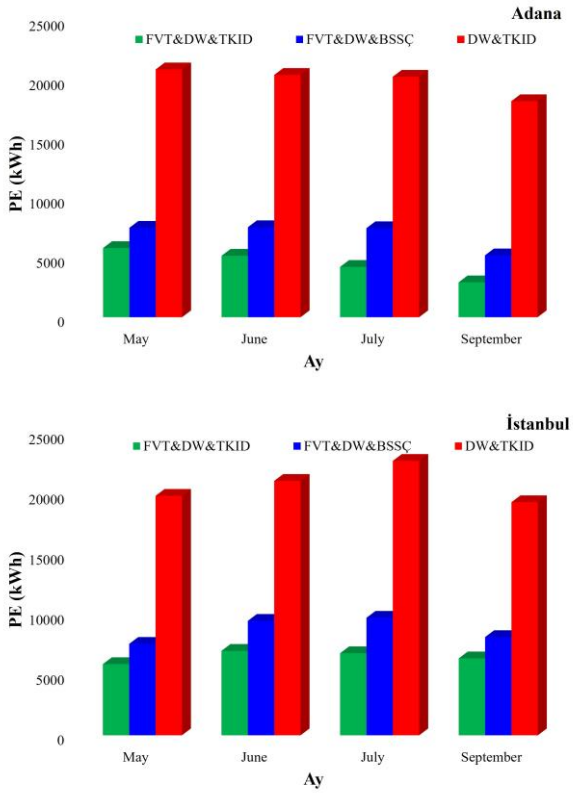
Şekil 6. Adana ve İstanbul illeri iklim şartları için toplam soğutma yükü ve kompresör güç tüketimi

Bu çalışmada, sistem performansı su hasadı etkinliği (WHE) ve su hasadı oranı (WHR) göstergeleri üzerinden değerlendirilmiştir (Şekil 7). Ayrıca, önerilen sistem buhar sıkıştırmalı soğutma ünitesiyle karşılaştırılmıştır. Adana koşullarında sistemin çalıştırıldığı dönemde ortalama WHE değeri önerilen sistem için 0.53, buhar sıkıştırmalı alternatif için ise 0.36 olarak belirlenmiştir. En yüksek WHE değeri Adana'da sırasıyla 2.36 (önerilen sistem) ve 1.10 (buhar sıkıştırmalı sistem) olarak kaydedilmiştir. İstanbul'da ise ortalama WHE değeri önerilen sistem için 0.31, buhar sıkıştırmalı sistem için 0.23'tür; en yüksek WHE değerleri ise sırasıyla 1.18 ve 0.76'dır.

Su hasadı oranı (WHR) incelendiğinde, her iki ilde de en yüksek sıcaklık ve nem düzeylerinin görüldüğü günlerde maksimum su hasadı gerçekleşmiştir: Adana'da 181.53 kg/gün, İstanbul'da 144.08 kg/gün. Bu günler aynı zamanda soğutma yükünün pik yaptığı dönemlere karşılık gelmektedir. 1 Mayıs–30 Eylül tarihleri boyunca Adana ili için toplam 8.32 ton, İstanbul ili için 6.46 ton su hasadı gerçekleşmiştir. Adana'nın daha nemli iklimi, aynı kapasitedeki sistemden daha fazla su elde edilmesini sağlamış; bu da benzer sistemlerin yüksek nemli bölgelerde daha iyi performans gösterdiğini belirten literatür bulgularıyla örtüşmektedir (Tashtoush & Alshoubaki, 2023).



Şekil 7. Adana ve İstanbul illeri iklim şartları için WHE ve WHR değerleri



Şekil 8. Adana ve İstanbul illeri iklim şartları için birincil enerji tüketim değerleri

Son olarak, bu çalışmada önerilen sistemin birincil enerji tüketimi değerlendirilmiş ve iki alternatif sistemle karşılaştırılmıştır (Şekil 8). İlk alternatif, yoğuşmanın COP değeri 3 olan bir buhar sıkıştırmalı soğutma ünitesinde gerçekleştiği senaryodur. İkinci alternatif ise FVT ünitesinin sistemde kullanılmadığı durumdur. 1 Mayıs–30 Eylül tarihleri arasında önerilen sistemin çalıştırılmasıyla toplam birincil enerji tüketimi 21.74 MWh olarak hesaplanmıştır. Bu değer, buhar sıkıştırmalı sistem senaryosuna göre %37, FVT ünitesiz senaryoya göre ise %78 oranında daha düşüktür. Bu sonuçlar, önerilen sistemin birincil enerji tüketimini azaltma potansiyelini açıkça ortaya koymaktadır.

SONUÇLAR

Bu çalışmada, güneş enerjisi destekli atmosferik su hasadı ünitesi 1 Mayıs ile 30 Eylül tarihleri arasındaki iklim koşulları dikkate alınarak TRNSYS yazılımı ile simüle edilmiştir. Sistem performansı, Adana ve İstanbul illerine ait sıcaklık, bağıl nem, güneş ışınımı ve rüzgar hızı gibi değişkenler üzerinden değerlendirilmiştir. Analiz sonuçlarına göre Adana ili, daha yüksek sıcaklık ve nem oranları sayesinde daha yüksek su hasadı etkinliği (WHE) ve su hasadı oranı (WHR) sağlamıştır. Özellikle Adana'da günlük maksimum su hasadı 181.53 kg'a kadar ulaşırken, İstanbul'da bu değer 144.08 kg olarak kaydedilmiştir.

FVT kollektörleri, sistemin hem elektriksel hem de ısıl enerji ihtiyacının belirli bir kısmını karşılayarak, harici enerji ihtiyacını azaltmıştır. Rejenerasyon sıcaklığı için gerekli termal enerjinin Adana'da %58'i, İstanbul'da ise %49'u FVT kollektörleri aracılığıyla sağlanmıştır. Elektrik enerjisi açısından bakıldığında ise Adana'da tüketilen enerjinin %59'u, İstanbul'da ise %47'si yine FVT ünitesi tarafından karşılanmıştır.

Sistem ayrıca, birincil enerji tüketimi yönünden de değerlendirilmiş ve iki farklı senaryo ile karşılaştırılmıştır. Önerilen sistemin birincil enerji tüketimi, buhar sıkıştırmalı bir sistem senaryosuna göre %37, FVT ünitesiz senaryoya göre ise %78 oranında daha düşük bulunmuştur. Bu bulgular, önerilen ünitenin

sürdürülebilir su üretiminde enerji verimliliği açısından avantaj sağladığını ve özellikle sıcak ve nemli iklim koşullarında etkin bir çözüm sunduğunu göstermektedir.

SEMBOLLER

DW	Nem alıcı teker
$\dot{E}_{el\text{-}FVT}$	FVT'de üretilen elektrik (kWh)
$\dot{E}_{el\text{-}top}$	Toplam elektrik ihtiyacı (kWh)
FVT	Fotovoltaik termal kollektör
$\dot{m}_{rej}$	rejenerasyon hava debisi (kg/saat)
PE	birincil enerji tüketimi (kWh)
$\dot{Q}_{duyulur\ yük}$	duyulur ısı yükü (kWh)
$\dot{Q}_{gizli\ yük}$	gizli ısı yükü (kWh)
$\dot{Q}_{soğutma\ yükü}$	toplam soğutma yükü (kWh)
T	Sıcaklık (°C)
TKID	Toprak kaynaklı ısı değiştiricisi
WHE	su hasadı etkinliği (kg/kWh)
WHR	su hasadı oranı (kg/saat)
η_{el}	güç santralinin termal verimi

KAYNAKLAR

Ansari, E., Ferber, N. L., Milošević, T., Barron, J., Karanikolos, G. N., AlMarzooqi, F., Dumée, L. F., & Calvet, N. (2022). Atmospheric water generation in arid regions – A perspective on deployment challenges for the Middle East. *Journal of Water Process Engineering*, *49*, 103163. https://doi.org/10.1016/j.jwpe.2022.103163

Ayaz, M., Namazi, M. A., Din, M. A. ud, Ershath, M. I. M., Mansour, A., & Aggoune, el-H. M. (2022). Sustainable seawater desalination: Current status, environmental implications and future expectations. *Desalination*, *540*, 116022. https://doi.org/10.1016/j.desal.2022.116022

Bagheri, F. (2018). Performance investigation of atmospheric water harvesting systems. *Water Resources and Industry*, *20*, 23–28. https://doi.org/10.1016/j.wri.2018.08.001

Çerçi, K. N. (2025). Photovoltaic-supported hybrid atmospheric water harvesting systems: comparative performance analysis of different configurations. *Case Studies in Thermal Engineering*, *73*, 106470. https://doi.org/10.1016/j.csite.2025.106470

Climate Data. *OneBuilding.org, Climate Data for Turkey – WMO Region 6 Europe, OneBuilding Climate Data Website. https://climate.onebuilding.org/WMO_Region_6_Europe/TUR_Turkiye/index.html (accessed 31 May 2025).*

Heidari, A., Roshandel, R., & Vakiloroaya, V. (2019). An innovative solar assisted desiccant-based evaporative cooling system for co-production of water and cooling in hot and humid climates. *Energy Conversion and Management*, *185*, 396–409. https://doi.org/10.1016/j.enconman.2019.02.015

Jarimi, H., Powell, R., & Riffat, S. (2020). Review of sustainable methods for atmospheric water harvesting. *International Journal of Low-Carbon Technologies*, *15*(2), 253–276. https://doi.org/10.1093/ijlct/ctz072

Kalogirou, S. (2005). Seawater desalination using renewable energy sources. *Progress in Energy and Combustion Science*, *31*(3), 242–281. https://doi.org/10.1016/j.pecs.2005.03.001

Kaseke, K. F., & Wang, L. (2018). Fog and Dew as Potable Water Resources: Maximizing Harvesting Potential and Water Quality Concerns. *GeoHealth*, *2*(10), 327–332. https://doi.org/10.1029/2018GH000171

Kaseke, K. F., Wang, L., & Seely, M. K. (2017). Nonrainfall water origins and formation mechanisms. *Science Advances*, *3*(3). https://doi.org/10.1126/sciadv.1603131

Kumar, A., & Mehla, N. (2021). Solar-driven desiccant system for fresh water generation from ambient air: a review. *Special Topics & Reviews in Porous Media: An International Journal*, *12*(5), 57–81. https://doi.org/10.1615/SpecialTopicsRevPorous Media.2021035059

Kumar, A., & Yadav, A. (2017). Experimental investigation of solar heating and humidification system based on desiccant bed heat exchanger. *International Journal of Ambient Energy*, *38*(8), 826–833. https://doi.org/10.1080/01430750.2016.1222954

Kushwaha, P. K., Kumar, A., & Choudhary, R. (2024a). Energy, exergy, economic, and environmental (4-E) analysis of atmospheric water harvesting system based on desiccant wheel using solar air heater. *Journal of Water Process Engineering*, *62*, 105377. https://doi.org/10.1016/j.jwpe.2024.105377

Kushwaha, P. K., Kumar, A., & Choudhary, R. (2024b). Solar driven atmospheric water harvesting system with integration of desiccant wheel and desiccant bed: An experimental investigation. *Solar Energy*, *282*, 112947. https://doi.org/10.1016/j.solener.2024.112947

Peeters, R., Vanderschaeghe, H., Rongé, J., & Martens, J. A. (2020). Energy performance and climate dependency of technologies for fresh water production from atmospheric water vapour. *Environmental Science: Water Research & Technology*, *6*(8), 2016–2034. https://doi.org/10.1039/D0EW00128G

Pokorny, N., Shemelin, V., & Novotny, J. (2022). Experimental study and performance analysis of a mobile autonomous atmospheric water generator designed for arid climatic conditions. *Energy*, *250*, 123813. https://doi.org/10.1016/j.energy.2022.123813

Tal, A. (2018). Addressing Desalination's Carbon Footprint: The Israeli Experience. *Water*, *10*(2), 197. https://doi.org/10.3390/w10020197

Tashtoush, B., & Alshoubaki, A. (2023). Atmospheric water harvesting: A review of techniques, performance, renewable energy solutions, and feasibility. *Energy*, *280*, 128186. https://doi.org/10.1016/j.energy.2023.128186

Tu, R., Liu, M., Wang, S., & Yang, X. (2021). Performance analyses and optimizations of desiccant wheel-assisted atmospheric water harvesting systems based on ideal thermodynamic cycles. *Energy Conversion and Management*, *245*, 114540. https://doi.org/10.1016/j.enconman.2021.114540

UN. (2021). *"Summary progress update 2021 : SDG 6 — water and sanitation for all," UNwater Integr. Monit. Initiat. 2021:1–58 [Online]. Available: https://www.unwat er.org/new-data-on-global-progress-towards-ensuring-water-and-sanitation-for -all-by-2030/.*

UNICEF, (2019). *Water scarcity, UNICEF, 2019. https://www.unicef.org/wash/water-scarcity*.

Wang, W., Xie, S., Pan, Q., Dai, Y., Wang, R., & Ge, T. (2021). Air-cooled adsorption-based device for harvesting water from island air. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, *141*, 110802. https://doi.org/10.1016/j.rser.2021.110802

Wang, W., Yang, T., Pan, Q., Dai, Y., Wang, R., & Ge, T. (2022). All-day freshwater production enabled by an active continuous sorption-based atmospheric water harvesting system. *Energy Conversion and Management*, *264*, 115745. https://doi.org/10.1016/j.enconman.2022.115745

William, G. E., Mohamed, M. H., & Fatouh, M. (2015). Desiccant system for water production from humid air using solar energy. *Energy*, *90*, 1707–1720. https://doi.org/10.1016/j.energy.2015.06.125

Zhang, Q., Tu, R., & Liu, M. (2023). Thermal and economical performances analyses of a desiccant wheels-assisted atmospheric water harvesting system used in humid climate regions. *Journal of Water Process Engineering*, *56*, 104323. https://doi.org/10.1016/j.jwpe.2023.104323

JENERİK BİR HAVA ARACI PERVANESİ İÇİN AEROAKUSTİK ŞEKİL OPTİMİZASYONU ÇALIŞMASI

Mustafa ÖZ[†], Saleh ABUHANIEH*, Şahin YİĞİT, Tahir YAVUZ*****

[†] TUSAŞ Türk Havacılık ve Uzay Sanayi A.Ş. 06980 Kahramankazan, Ankara, mustafa.oz@tai.com.tr
* TUSAŞ Türk Havacılık ve Uzay Sanayi A.Ş. 06980 Kahramankazan, Ankara, salehkhairisaleh.abuhanieh@tai.com.tr
** TUSAŞ Türk Havacılık ve Uzay Sanayi A.Ş. 06980 Kahramankazan, Ankara, sahin.yigit@tai.com.tr
***Başkent Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 06790 Etimesgut, Ankara, tyavuz@baskent.edu.tr

Özet: Günümüzde hava araçlarının tasarımında hem aerodinamik verimliliğin artırılması hem de gürültü seviyelerinin azaltılması, giderek daha önemli mühendislik hedefleri haline gelmiştir. Bu da pervane gibi uçak parçalarında aranan aerodinamik verimlilik gereksinimlerinin optimizasyonun yanı sıra, bu parçalardan çevreye yayılan gürültü seviyelerinin optimizasyonun kritik bir ihtiyaç haline gelmesine sebep olmaktadır. Bu çalışma kapsamında pervane geometrilerinin aerodinamik verimliliğini koruyarak veya artırarak, aynı zamanda aeroakustik performansını iyileştirmeyi hedefleyen HAD (Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği) tabanlı bir aeroakustik şekil optimizasyon çerçevesi uygulanmıştır. Bu şekil optimizasyon çerçevesinde akış alanı çözümleri için Star CCM + HAD yazılımı ve optimizasyon süreci için Siemens HEEDS programı kullanılmıştır. Jenerik bir hava aracı pervane modeli üzerinde gerçekleştirilen aeroakustik şekil optimizasyon çalışmaları sonucunda ileri uçuş koşulundaki bir pervanenin aerodinamik verimi (itmenin güce oranı) %30,41 artmış ve pervanenin genel ses basınç seviyesinde yaklaşık 2 dB'lik iyileşmenin elde edildiği görülmüştür. Sonuç olarak bu çalışmada önerilen optimizasyon çerçevesinin endüstriyel uygulamalara katkı sağlayabilecek nitelikte özgün bir çözüm sunabileceğini gösterilmiştir.
Anahtar Kelimeler: HAD, Aeroakustik, Şekil optimizasyonu, Pervane tasarımı, Genetik algoritma, Gürültü azaltımı

AEROACOUSTIC SHAPE OPTIMIZATION STUDY FOR A GENERIC AIRCRAFT PROPELLER

Abstract: In modern aircraft design, enhancing aerodynamic efficiency while reducing noise levels has become emerged as a critical engineering objective. As a result, optimizing both the aerodynamic efficiency of components (such as propellers) and their radiated noise levels has become a critical requirement. In this study, a CFD (Computational Fluid Dynamics)-based aeroacoustics shape optimization framework is utilized with the aim of improving the aeroacoustics performance of a generic propeller geometry while preserving or enhancing its aerodynamic efficiency. Within this optimization framework, Star CCM+ CFD software is used for flow field solutions, and Siemens HEEDS is utilized to manage the optimization process. As a result, it is observed that the aerodynamic efficiency (thrust-to-power ratio) of the studied propeller under forward flight conditions increased by 30,41% and an improvement of approximately 2 dB in the overall sound pressure level of the propeller was achieved. The optimization framework used in this study delivered an original solution with demonstrated potential for real world industrial applications.
Keywords: CFD, Aeroacoustics, Shape optimization, Propeller design, Genetic algorithm, Noise reduction.

1. Giriş

Pervaneli hava araçlarının kullanımı son dönemde önemli ölçüde artmıştır. Özellikle insansız hava araçları (İHA) kargo, taşımacılık vb. gibi ticari alanlarda kullanımı yaygınlaşmaya başlamasıyla birlikte birtakım sorunlar gün yüzüne çıkmaktadır. Bu sorunların en önemlisi de pervanelerinden kaynaklanan gürültü (aeroakustik) sorunlardır [1,2]. Bu nedenle pervaneli hava araçlarında gürültü seviyelerini azaltmak son zamanların en önemli konusu haline gelmiştir [3,4]. Literatürdeki çalışmalara bakıldığında pervaneli araçların aeroakustik optimizasyonunda gürültü azaltmanın yanında aerodinamik verimliliğin de

korunması veya arttırılması en önemli amaçlardan biri olduğu görülmektedir [5-22].

Aeroakustik optimizasyon çalışmalarında gradient tabanlı (adjoint) ve gradient tabanlı olmayan yöntemler ile surrogate (vekil) modeller ve yapay zekâ temelli yaklaşımlar kullanılmaktadır. Gradient tabanlı adjoint yöntemler, hassas türev hesaplamaları sayesinde optimum tasarım noktalarına daha hızlı ulaşma avantajı sunmaktadır [5–10]. Bu yöntemler, çok sayıda tasarım değişkeni içeren sistemlerde etkili çözümler üretebilmektedir. Genellikle, bu yöntemlerle optimize edilen geometriler daha düzgün yük dağılımına sahip olur, kanat uçlarındaki yük azalır ve pervane yüzeyindeki basınç dalgalanmaları düşer. Bu da yüksek frekanslı türbülans kaynaklı gürültünün azalmasına katkı sağlamaktadır. Ayrıca, bu yöntemlerle parametreler üzerinde hassas değişiklikler yapılabilmekte ve az sayıda iterasyonla çözüme ulaşılabilmektedir. Ancak, başlangıç noktasına duyarlılık nedeniyle global optimumdan uzak sonuçlar elde edilebilmektedir. Ayrıca, yüksek hesaplama maliyeti nedeniyle optimizasyon süresi uzayabilmektedir. Geliştirilen çeşitli yöntemlerle bu gradient tabanlı optimizasyon süreleri azaltılabilmektedir. Örneğin Reference Rotating Frame (RRF) metodu [5, 6] ile dönen sistemlerin ortalama akış karakteristiklerini belirlemek için kullanılan zamandan bağımsız bir yaklaşım olup hesaplama maliyetlerini düşürdüğü görülmüştür. Optimizasyon süreçlerinde hafıza kullanımını konusunda elde edilen geliştirmeler sayesinde hesaplama süreçlerinde 10 kata kadar iyileşmelerin elde edildiği rapor edilmiştir [7]. Gradient bağımlı optimizasyon süreçlerinde türev alma süreçlerini azaltmak amacıyla otomatik türev alma (AD) yaklaşımları ile optimizasyon süreçlerinde iyileştirmeler elde edilmiştir [9]. Gradient bağımlı optimizasyon çalışmalarına ek olarak gradient bağımsız (gradient-free) optimizasyon çalışmaları da yapılmaktadır [11-16]. Gradient bağımsız optimizasyon çalışmalarında da gradient bağımlı optimizasyon çalışmalarında olduğu gibi en önemli konularında başında doğruluk ve sistemin verimliliği üzerinde durulmuştur. Özellikle optimizasyon süresini daha verimli kullanmak amacıyla, çeşitli geometri parametrelendirme yöntemleri uygulanmıştır. "Class-Shape Transformation" parametrik geometri tanımlama yöntemi [12], "Nurbs-Based-Free Form Deformation" metodu [13] ile optimizasyon süresinden tasarruf sağlanmıştır. Ayrıca, "Latin Hypercube Sampling" yöntemiyle kısa sürede tasarım uzayının oluşturulması mümkün olmuştur [15].

Gelişen teknolojiyle birlikte yapay zekâ, makine öğrenimi ve vekil model (surrogate model) tabanlı optimizasyon yöntemleri de aeroakustik optimizasyon süreçlerinde yaygın olarak kullanılmaktadır [17-22]. Aeroakustik optimizasyon süreçlerinde kullanılan yöntemler, hesaplama maliyetlerini azaltmak ve optimizasyon doğruluğunu artırmak amacıyla farklı yaklaşımlar içermektedir. Bu yöntemler, çok doğruluklu (multi-fidelity) optimizasyon, belirsizlik yayılımına duyarlı (uncertainty propagation) analizler, veri odaklı (data-driven) modeller, derin öğrenme tabanlı yaklaşımlar ve surrogate model tabanlı optimizasyon olarak sınıflandırılabilmektedir. Çoklu doğruluklu optimizasyon (multi-fidelity optimization) yöntemleri, düşük, orta ve yüksek doğruluklu analizlerin bir arada kullanılmasıyla hesaplama maliyetlerini düşürerek optimizasyon sürecinin hızlandırılmasını sağlamaktadır [18, 19].

Ayrıca, optimizasyon süresinden daha fazla tasarruf sağlamak ve doğruluğu artırmak amacıyla, surrogate modelleme, yapay zekâ tabanlı optimizasyon yöntemleri ile gradyan tabanlı olmayan yaklaşımlar hibritlenerek aeroakustik optimizasyon süreçleri geliştirilmiştir. Çoklu doğruluklu (multi-fidelity) analiz çerçevesi ile düşük ve yüksek doğruluklu modelleri birleştirerek pervane tasarımında hesaplama maliyetleri düşürülmüş ve pervanelerin aerodinamik ve aeroakustik performansını optimize edilmiştir [15]. Genetik programlama (GP) ve yapay sinir ağları tabanlı surrogate modeller kullanılarak, yüksek maliyetli HAD tabanlı analizlere kıyasla aeroakustik tahminler hızlandırılmış ve pervane aerodinamiğini daha verimli bir şekilde optimize edilmiştir [20].

Yukarıda özetlenen akademik çalışmalara göre aeroakustik optimizasyon yöntemlerinin birbirlerine göre avantaj ve dezavantajlarının olduğu görülmektedir. Hesaplama maliyetlerini düşürmek, doğruluğu artırmak ve tasarım sürecini hızlandırmak için genetik algoritmalar, surrogate modeller ve çoklu doğruluklu (multi-fidelity) stratejiler gibi tekniklerle uygulanmaktadır.

Bu çalışma kapsamında da NACA4412 profiline sahip 2 bıçaklı jenerik bir pervanenin [23] Star CCM+ aerodinamik çözücüsü ile HEEDS optimizasyon platformu kullanılarak genetik algoritma tabanlı SHERPA algoritmasıyla aeroakustik şekil optimizasyon çalışması yapılmıştır. Sunulan bu aeroakustik şekil optimizasyon çerçevesinin çalışmasının temel amacı;

i. Aerodinamik optimizasyon
ii. Aerodinamik verimden düşüş yaşamadan pervaneden çevreye yayılan ses basıncındaki baskın frekanstaki değerlerin minimize edilmesi,

olarak belirlenmiştir.

Bu çalışma şu şekilde organize edilmiştir: Bölüm 2 'de, literatürdeki tasarım bilgileri esas alınarak NACA4412 profiline sahip iki bıçaklı jenerik bir pervanenin üç boyutlu tasarımı gerçekleştirilmiş, mesh çalışması ve aerodinamik & aeroakustik metodoloji belirlenmiş ve

doğrulama işlemleri yapılmıştır. Ayrıca aeroakustik şekil optimizasyon çerçevesinin çalışma prensibi belirtilmiştir. Bölüm 3'te aeroakustik şekil optimizasyon çerçevesinden alınan optimize pervane geometrisinin sonuçları gösterilmiş ve orijinal pervane ile aerodinamik & aeroakustik performansları karşılaştırılmıştır. Bölüm 4'te ise çalışma ile genel bilgiler verilmiş sonuçlar özet halinde sunulmuştur.

2. YÖNTEM VE UYGULAMA

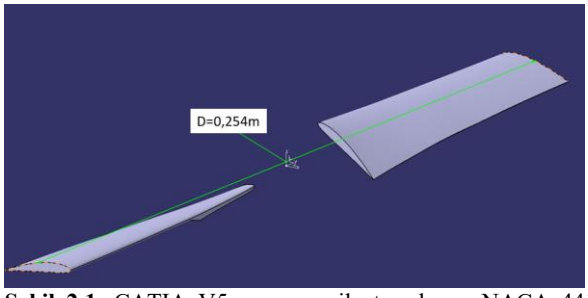
2.1. Pervane Geometrisinin Oluşturulması ve Aerodinamik Doğrulamanın Yapılması

Bu bölümde, optimizasyon çalışmasında kullanılan sayısal modelin uygunluğunu göstermek amacıyla literatürde deneysel ve sayısal aerodinamik & aeroakustik verileri bulunan NACA4412 profiline sahip iki bıçaklı jenerik bir pervanenin üç boyutlu modeli oluşturulmuştur [23].

Tablo 2.1. Pervane tasarım parametreleri ve çalışma koşulları [23].

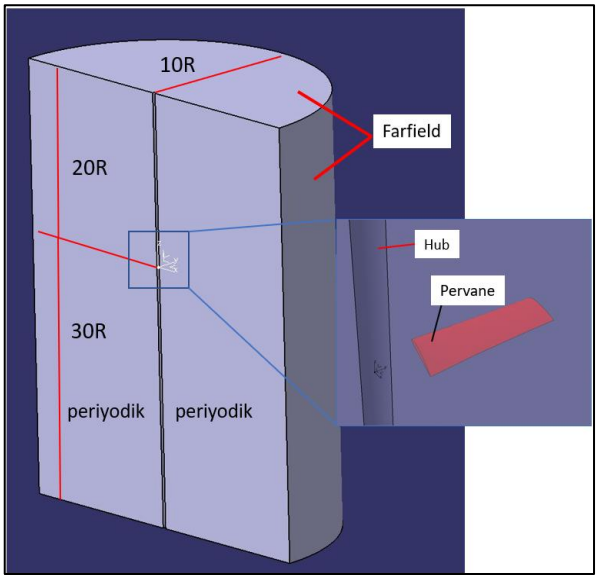
	Parametre	**Değer**
Geometri	Airfoil	NACA 4412
	D	0,254
	c	0,0254
	n_b	2

Pervane tasarımında NACA 4412 profili http://airfoiltools.com sitesinden elde edilmiş ve CATIA V5 tasarım programı ile pervane geometrisi oluşturulmuştur. Şekil 2.1'de tasarlanan pervanenin görünümü verilmiştir.



Şekil 2.1. CATIA V5 programı ile tasarlanan NACA 4412 profilli jenerik pervanenin görünümü.

Sayısal analizde kullanılan hesaplama alanı ve sınır şartları Şekil 2.2'de gösterilmiştir. RBM (Rigid Body Motion) yaklaşımına uygun tasarlanan akış alanında pervane yüzeyinde kaymaz duvar (no-slip) sınır koşulu ($u_r = 0$) uygulanmış, göbek (hub) bölgesinde simetri sınır koşulu kullanılmıştır. Uzak alan (farfield) bölgelerinde Riemann yansıtmaz (non-reflective) sınır koşulu uygulanmış ve diğer kanadın etkisini dikkate almak amacıyla periyodik sınır koşulu kullanılmıştır.



Şekil 2.2. Uygulanan sınır koşulları ve akış alanı.

Akış alanı ağ (mesh) oluşturma StarCCM+ programında yapılmış 8 sınır tabaka ve ilk hücre kalınlığı 1.0E-6m. kalınlığında yapılmıştır. Ağ oluşturma işlemi sonucunda 4,2 milyon hücre ve boyutsuz duvar uzaklığı (y^+) yaklaşık olarak 1 elde edilmiştir. Hazırlanan akış alanının HAD çözümünde StarCCM+ segregated (sıkıştırılamaz akış rejimi için) çözücüsü ile RBM modeli kullanılmış ve yapılan aerodinamik analizlerde Reynolds Averaged Navier-Stokes (RANS) ve k-omega SST türbülans modeli uygulanmıştır. Çalışmada kullanılan genel aerodinamik denklemler aşağıda verilmiştir [24].

Kütle korunum denklemi:

$$\frac{\partial}{\partial t}\int_V \rho dV + \oint_A \rho\left(\vec{v}_r - \vec{v}_g\right) \bullet d\,\vec{a} = \oint_V S_u\, dV \qquad (1)$$

Momentum korunum denklemi:

$$\frac{\partial}{\partial t}\int_V \rho\,\vec{v}\, dV + \oint_A \rho\,\vec{v} \otimes \left(\vec{v}_r - \vec{v}_g\right) \bullet d\,\vec{a} = \oint_A \sigma \bullet d\,\vec{a} + \int_V \rho\,\vec{g}\, dV - \int_V \rho\left(\vec{\omega} \times \vec{v}\right) dV \qquad (2)$$

Enerji korunum denklemi:

$$\frac{\partial}{\partial t}\int_V \rho E dV + \oint_A \rho E\left(\vec{v}_r - \vec{v}_g\right) \bullet d\,\vec{a} = -\oint_A \vec{q} \bullet d\,\vec{a} + \oint_A \left(\vec{v} \bullet \sigma\right) \bullet d\,\vec{a} + \int_V \rho\,\vec{g} \bullet \vec{v}\, dV + \oint_V S_E dV \qquad (3)$$

$$\vec{v}_r = \vec{\varpi} \times \vec{r} \qquad (4)$$

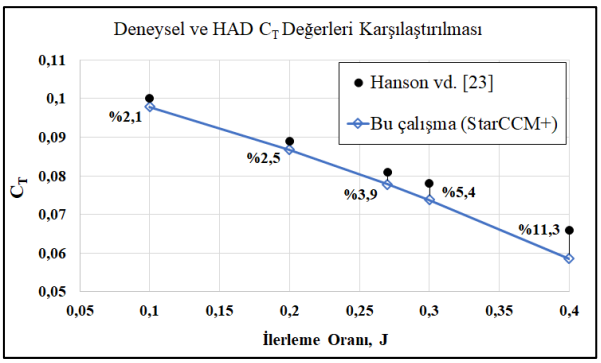
Aerodinamik doğrulama için kullanılan pervane çalışma koşulları aşağıdaki tabloda gösterilmiştir (Tablo 2.2).

Tablo 2.2. HAD analiz parametreleri.

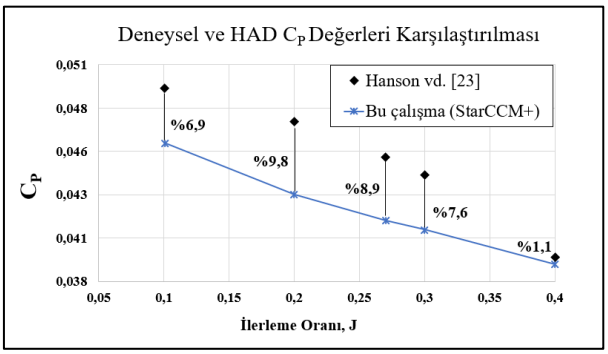
	Parametre	**Değer**
	RPM	7000

Çalışma Koşulu	Uçuş koşulu	İleri uçuş (forward flight)				
	V_0 (m/s)	2,7	5,9	8	8,9	11,8
	J	0,1	0,2	0,27	0,3	0,4
	M_{tip}	0,27				

Yapılan aerodinamik analizler sonucunda StarCCM+ çözücüsünden elde edilen sonuçlar aşağıdaki grafikte deneysel verilerle karşılaştırılmıştır (Şekil 2.3, Şekil 2.4).

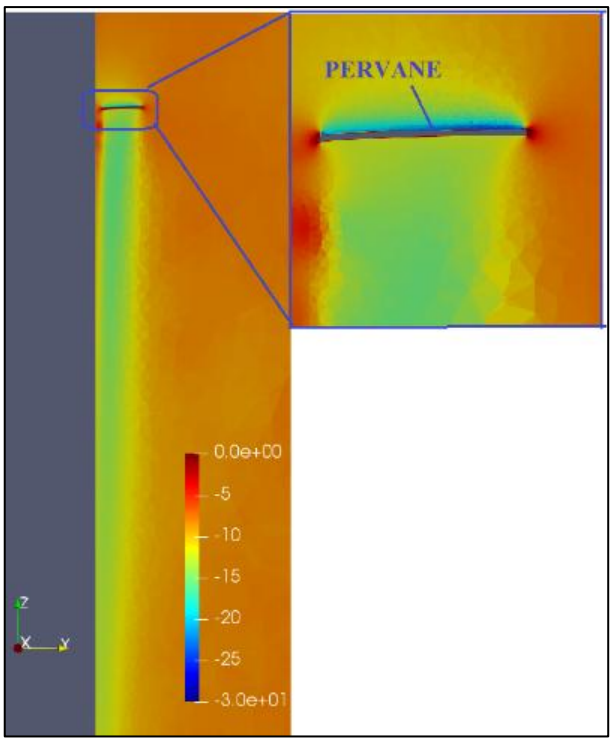


Şekil 2.3. HAD sonucunda elde edilen C_T değeri ile deneysel C_T değerlerinin değişen ilerleme oranına göre karşılaştırılması.



Şekil 2.4. HAD sonucunda elde edilen C_P değeri ile deneysel C_P değerlerinin değişen ilerleme oranına göre karşılaştırılması.

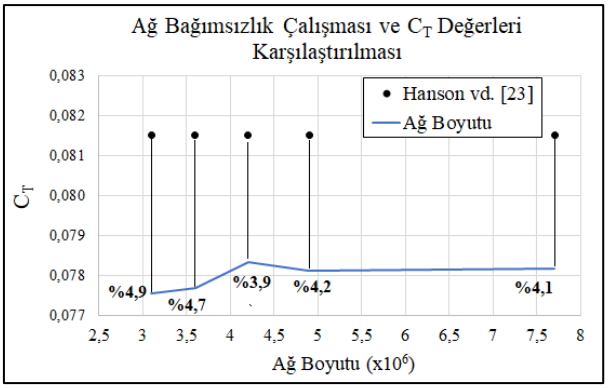
Aerodinamik çözüm sonrası akış alanının fiziksel görünümü ve pervane etrafı hız değişiminin görünümü alttaki şekilde verilmiştir (Şekil 2.5).



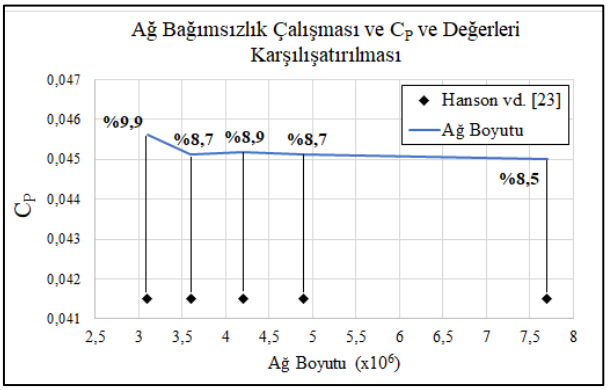
Şekil 2.5. J=0,27 için hız konturları (-z yönünde)

Yapılan HAD analizlerinden elde edilen veriler, bu çalışmada kullanılan aerodinamik modelin akışın fiziksel davranışını doğru şekilde yansıttığını ve pervane performans değerlerinin deneysel sonuçlarla uyumlu olduğunu göstermektedir.

Hesaplamalı akışkanlar dinamiği (HAD) çözümlerinin güvenilirliği, yalnızca kullanılan fiziksel modellere değil, aynı zamanda hesaplama ağının yeterli çözünürlüğe sahip olmasına da bağlıdır. Özellikle döner kanatlı sistemler gibi karmaşık ve yüksek gradyan içeren durumlarda, ağ yapısının kalitesi; sınır tabakanın doğru çözülmesi, akış alanı (wake) bölgesinin ve girdapların doğru yakalanması açısından büyük önem taşımaktadır. Bu nedenle, sayısal çözümün ağ yapısından etkilenmediğini göstermek için yapılan ağ bağımsızlık çalışması, HAD analizlerinde temel bir doğrulama adımıdır. Bu çalışma kapsamında pervane yüzeyi, kök ve uç noktaları ile pervane kenarlarının yüzey ağ ölçüleri sistematik bir şekilde değiştirilerek yedi farklı çözünürlükte hacim ağı oluşturulmuş ve ilerleme oranı (J) 0,27 olan duruma göre HAD analizleri gerçekleştirilmiştir (Şekil 2.6, Şekil 2.7).



Şekil 2.6. Farklı ağ boyutlarına göre C_T değerlerinin değişimi ve deneysel veri ile karşılaştırılması.



Şekil 2.7. Farklı ağ boyutlarına göre C_P değerlerinin değişimi ve deneysel veri ile karşılaştırılması.

Bu çalışmada, ağ bağımsızlık analizi kapsamında farklı hücre sayıları için elde edilen itme katsayısı C_T ve güç katsayısı C_P değerleri karşılaştırılmıştır. Analiz sonuçları, yaklaşık 4,2 milyon hücreli ağ yapısının hem C_T hem de C_P açısından referans değerlerle [23] yeterli düzeyde yakınlık gösterdiğini ortaya koymuştur. Özellikle C_T için sapma oranı %3,9 ve C_P için %8,7 seviyelerinde gerçekleşmiş olup, daha yüksek hücre sayılarına geçilmesi durumunda bu sapma oranlarında anlamlı bir iyileşme gözlenmemiştir. Bu doğrultuda ağ boyutuna bağlı olarak değişen aerodinamik & aeroakustik ve optimizasyon sürecinin süre bakımından daha verimli bir şekilde yapılabilmesi amacıyla aeroakustik şekil optimizasyonu süresince 4,2 milyonluk hücre ağı tercih edilmiştir. Bu sayede optimizasyon boyunca doğruluk ve analiz süreleri dengeli halde tutulmuştur.

2.2. Aeroakustik Modelleme

Pervanenin oluşturduğu uzak alan akustik basınç, Star-CCM+ yazılımında entegre olarak bulunan Ffowcs Williams-Hawkings (FW-H) akustik benzetiminin Farassat 1A (F1A) formülü kullanılarak ölçümler yapılmıştır. Aeroakustik ölçümlerde RANS-RBM çözümü ile elde edilen yüzey basınç dağılımı kullanılarak, pervane yüzeyi üzerindeki monopole (kalınlık) ve dipole (yükleme) kaynaklar hesaplanmış, quadrupole terimleri dikkate alınmamıştır. Çalışmada kullanılan F1A eşitlikleri aşağıda verilmiştir [25].

Monopole terim $p'_T(x,t)$:

$$p'_T(x,t) = \frac{1}{4\pi}\left(\int_{(f=0)} \left[\frac{\rho_0(\dot{U}_n+\dot{U}_{\overline{n}})}{r(1-M_r)^2}\right]_{ret} + dS + \int_{(f=0)} \left[\frac{\rho_0 U_n\left(r\dot{M}_r+\alpha_0(M_r-M^2)\right)}{r(1-M_r)^2}\right]_{ret} dS \right) \quad (5)$$

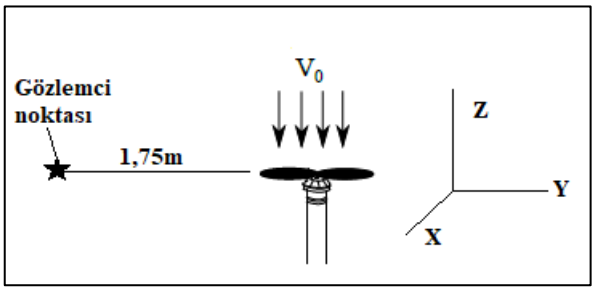
Dipole terim $p'_L(x,t)$:

$$p'_L(x,t) = \frac{1}{4\pi}\left(\frac{1}{\alpha_0}\bullet\int_{(f=0)} \left[\frac{\dot{L}_r}{r(1-M_r)^2}\right]_{ret} dS + \int_{(f=0)} \left[\frac{(L_r-M_r)}{r^2(1-M_r)^2}\right]_{ret} dS + \frac{1}{\alpha_0}\bullet\int_{(f=0)} \left[\frac{L_r\left(r\dot{M}_r+\alpha_0(M_r-M^2)\right)}{r^2(1-M_r)^3}\right]_{ret} dS \right) \quad (6)$$

Toplam yüzey ses basıncı $p'_S(x,t)$:

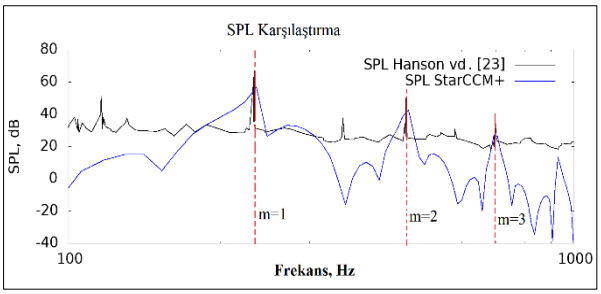
$$p'_s(x,t) = p'_T(x,t) + p'_L(x,t) \quad (7)$$

Hanson vd. [23] yaptığı deneysel çalışmadaki gürültü ölçümleri, pervane merkezinin bulunduğu XY düzleminden 1,75 metre uzaklıktaki bir noktada yapılan basınç değişimleri esas alınarak gerçekleştirilmiştir (Şekil 2.8). Bu çalışma kapsamında da aeroakustik ölçümler, ilerleme oranı (J) 0,27 olan durumda gerçekleştirilmiş olup, belirtilen noktadaki ses seviyesi StarCCM+ programı kullanılarak SPL-Hz (sound pressure level-hertz) formatında elde edilmiştir. Referans ses basınç değeri 2E-5 olarak alınmış grafiğin oluşturulmasında "Hanning Window" metodu uygulanmıştır (Şekil 2.9).



Şekil 2.8. Aeroakustik analizde kullanılan gözlemci konumu ve akış düzeni şematik gösterimi.

Şekil 2.9 'a bakıldığında sayısal çözümden elde edilen aeroakustik ölçümde "Blade Passing Frequency (BPF)" değerlerinin deneysel verilerle uyumluğu ve genişband (broadband) aralığına doğru gidildikçe ses seviyesindeki değişimlerinin benzer olduğu görülmüştür. Ancak sayısal çözümdeki m=1, m=2 ve m=3 BPF tepe noktalarındaki ses değerlerinin deneysel verilerdeki değerlerin altında kalmıştır.

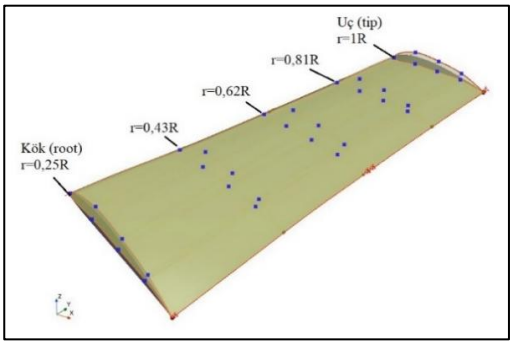


Şekil 2.9. İlgili gözlemci noktasında elde edilen SPL (Sound Pressure Level) değerlerinin, deneysel çalışma [23] ile sayısal çözüm (StarCCM+) karşılaştırması.

Aeroakustik şekil optimizasyon çerçevesinin temel amacının, bir pervane geometrisinin göreli (relative) ses seviyesini minimize etmek olduğu bilinmektedir. Bu doğrultuda, optimizasyon sürecinde amaç, başlangıçtaki referans geometri ile optimize edilen geometri arasındaki ses seviyesi farkının oransal olarak azaltılmasıdır. Dolayısıyla, deneysel veriler ile sayısal çözüm sonuçları arasında SPL değerleri bakımından bazı farklılıklar bulunsa da bu durumun optimizasyon hedefini doğrudan etkilemediği değerlendirilmiştir. Bu kapsamda, kullanılan aeroakustik çözüm yönteminin doğruluğu kabul edilmiş ve frekans spektrumundaki tepe noktalarında gözlemlenen farkların, optimizasyon sürecine etki etmeyeceği kabul edilerek optimizasyon çalışmalarına geçilmiştir.

2.3. Geometrik Free-Form Deformasyon Yöntemi

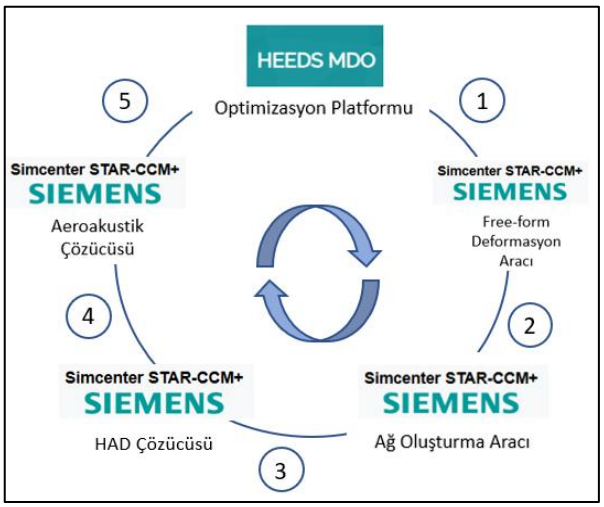
Aeroakustik şekil optimizasyonunda pervane kök (root) kısmından pervane kanat uç (tip) kısmına kadar beş eşit parçaya bölünmüş ve bu airfoiller üzerinde noktalar alınarak 30 adet tasarım değişkenleri tanımlanmıştır. Tasarım değişkenleri sadece -z yönünde değişmekte olup -x ve -y yönünde hareket etmemektedir (Şekil 2.10).



Şekil 2.10. Pervane üzerinde free-form deformasyon için kullanılan tasarım noktalarının gösterimi.

2.4. Aeroakustik Şekil Optimizasyon Modeli

Bu çalışma kapsamında geliştirilen aeroakustik şekil optimizasyon çerçevesinde StarCCM+ ile entegre çalışan Simcenter HEEDS multi-objective optimization platformu kullanılmış ve SHERPA hibrid algoritması uygulanmıştır (Şekil 2.11). Bu algoritmanın temel amacı birçok tasarım değişkenin ve amaç fonksiyonlarının olduğu karmaşık mühendislik problemlerini çözmektir.



Şekil 2.11. HAD tabanlı aeroakustik şekil optimizasyonu çerçevesinin şematik gösterimi.

SHERPA algoritması kapalı kutu (black-box) olarak çalışmakta olup problemlerin hem global hem de lokal çözüm alanlarını tarayabilmektedir. Elde edilen çözüm uzayında istenen amaç fonksiyon ve kısıtlamalara göre en iyi senaryoyu kullanıcıya sunmaktadır.

Şekil 2.11'de gösterilen HAD tabanlı aeroakustik şekil optimizasyon (AŞO) çerçevesi, ticari yazılımlar kullanılarak beş temel bileşenden oluşan kapalı döngü bir yapıdadır. 1. adımda, HEEDS MDO optimizasyon platformu tarafından belirlenen tasarım değişkenleri doğrultusunda Simcenter STAR-CCM+ içerisinde yer alan free-form deformasyon aracı kullanılarak pervane yüzeyinde geometrik değişiklikler gerçekleştirilmektedir. 2. adımda, güncellenmiş geometriye uygun olarak yine STAR-CCM+ ortamında yeni bir hacim ağı oluşturulmaktadır. 3. adımda, oluşturulan ağ üzerinde HAD çözücüsü yardımıyla aerodinamik analiz gerçekleştirmekte ve pervane yüzeyindeki basınç dağılımı elde edilmektedir. 4. adımda, bu basınç verileri kullanılarak aynı yazılım içerisinde yer alan FW-H F1A temelli aeroakustik çözücü ile gözlem noktalarında ses basınç seviyesi (SPL) hesaplanmaktadır. 5. ve son adımda ise hem aerodinamik hem de akustik performans verileri optimizasyon döngüsünün bir sonraki adımı için HEEDS MDO platformuna iletilmektedir. Bu yapı, kullanıcı müdahalesine gerek kalmadan tam otomatik bir süreçle çalışmakta olup, aerodinamik ve aeroakustik performansların çok amaçlı optimizasyon yaklaşımıyla birlikte sistematik olarak iyileştirilmesine olanak tanımaktadır.

Optimizasyon döngüsü boyunca geometrik ve aerodinamik kısıtlar (constrain) ile aeroakustik amaç

fonksiyon (objective function) değerleri aşağıdaki gibi tanımlanmıştır.

Geometrik kısıtlar:

$$i = 1; 30$$

$$-0.001 \leq z\ yönündeki\ tasarım\ değişkeni\ [i] \leq 0.001$$

Aerodinamik kısıtlar:

$$T \geq 2{,}70$$
$$Q \leq 0{,}063$$

Aeroakustik amaç fonksiyonu:

$$@\ m = 1\ BPF1, \quad Minimize\ SPL1$$
$$@\ m = 2\ BPF2, \quad Minimize\ SPL2$$
$$@\ m = 3\ BPF3, \quad Minimize\ SPL3$$

Burada amaç fonksiyonu olarak Şekil 2.9'da gösterilen aeroakustik ölçüm sonucu m=1, m=2 ve m=3'teki baskın frekanslarda (BPF) elde edilen tonal (periyodik) ses gürültü kaynaklarıdır.

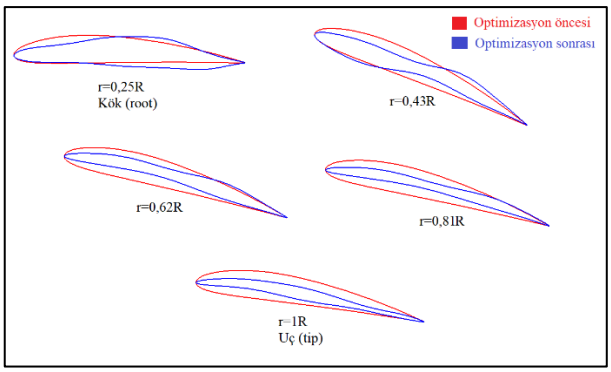
3. SONUÇLAR VE TARTIŞMA

Aeroakustik şekil optimizasyonunda 128 CPU kullanılarak yapılan 2000 adet optimizasyon döngüsünün ardından aerodinamik & aeroakustik performans bakımından en verimli tasarımın 1043 numaralı tasarımın olduğu görülmüştür. Tablo 3.1'de optimizasyon öncesi temel pervane geometrisi ve aeroakustik şekil optimizasyon sonucu elde edilen optimize geometrinin performans değerleri verilmiştir.

Tablo 3.1. Bu çalışmada sunulan AŞO çerçevesi sonucu elde edilen aerodinamik & aeroakustik değerler.

	Optimizasyon Öncesi	**Optimizasyon Sonrası**	**Görece İyileşme %**
T	2,70 N	2,71 N	0,37
Q	0,127 N.m	0,126 N.m	-0,79
SPL1	56,79 dB	54,87 dB	-3,38
SPL2	42,48 dB	37,66 dB	-11,35
SPL3	27,33 dB	20,69 dB	-24,30
η	%16,54	%46,95	30,41

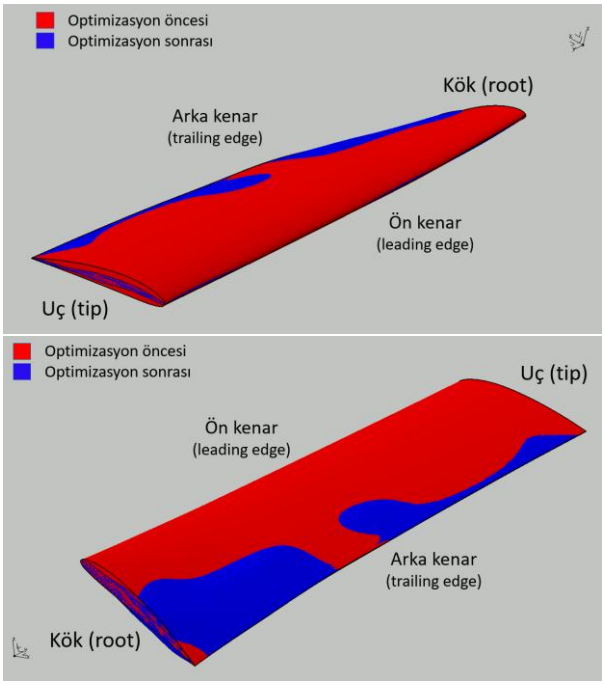
Pervanenin optimizasyon öncesi ve sonrası görünümü aşağıdaki şekilde verilmiştir.



Şekil 3.1. Optimizasyon öncesi ve sonrası pervane geometrilerinin kök (root) 'ten uç (tip) bölgesine doğru kesit görünümleri.

Şekil 3.1'e göre elde edilen optimize pervane geometrisinin kök kısmı ilk pervaneye göre orta kiriş bölgesi kalınlaşmış, uç (tip) bölgesine doğru gidildikçe inceldiği görülmüştür. Optimize edilen pervanenin airfoillerin kalınlıklarının kökten uca doğru gidildikçe azalması dipole kaynaklı tonal (periyodik) seslerin minimize edilmesinde önemli rol oynadığı görülmüştür.

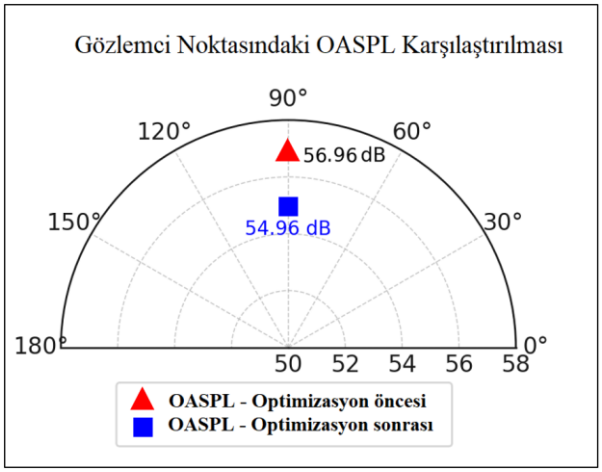
Ayrıca pervanelerin optimizasyon öncesi ve sonrası görünümleri 3 boyutlu karşılaştırmalı olarak aşağıdaki şekilde verilmiştir (Şekil 3.2).



Şekil 3.2. Orijinal pervane ile optimize edilen pervanenin 3 boyutlu olarak karşılaştırılması.

Şekil 2.8'de gösterilen gözlemci noktasındaki toplam ses basınç seviyesi (Overall Sound Pressure Level, OASPL), optimizasyon öncesi temel pervane geometrisi ve optimize edilmiş pervane geometrisi için aşağıdaki **Eş.** (8)'e göre hesaplanmış olup [26], sonuçlar Şekil 3.3'te sunulmuştur.

$$\mathrm{OASPL} = 10.\log_{10}\left(\sum_{i=1}^{n} 10^{\mathrm{SPL_i}/10}\right) \qquad (8)$$



Şekil 3.3. Sabit gözlemci noktasındaki (1,75m) gözlemcide ölçülen optimizasyon öncesi ve sonrası OASPL değerlerinin karşılaştırılması.

Yapılan aeroakustik şekil optimizasyon sonucunda pervanenin aerodinamik performansı yaklaşık %30 arttırılarak pervaneden çevreye yayılan toplam ses basınç seviyesinde (OASPL) 2 dB'lik bir iyileştirme yapıldığı görülmüştür.

Bu çalışmanın bazı varsayımlar ve sınırlamalarla yürütüldüğü göz önüne alındığında, daha doğru ve kapsamlı sonuçlar elde etmek için bazı geliştirmeler önerilmiştir. Özellikle pervane uçlarındaki gürültüyü daha iyi yakalayabilmek için bu bölgelerde daha yüksek çözünürlüklü ağ yapılarının kullanılması tavsiye edilmektedir. Mevcut k-ω SST modeli yerine daha gelişmiş türbülans modelleriyle viskoz etkiler daha hassas çözülebilir. Ayrıca, sesin zamana bağlı doğası nedeniyle, zamana bağlı analizler sayesinde daha gerçekçi sonuçlar elde edilebilir. Genişband gürültüye katkı sağlayan quadrupole terimlerin modele eklenmesi de akustik tahminleri iyileştirebilir. Tek bir gözlemci yerine farklı açılarda çoklu gözlemci noktaları kullanılarak yönlü gürültü analizi yapılabilir. Tasarımda kullanılan kesit sayısı ve değişken sayısı artırılarak daha esnek geometriler elde edilebilir. Ayrıca, geçirgen yüzey yaklaşımı sayesinde özellikle tonal ses bileşenleri daha doğru tahmin edilebilir. Son olarak, SHERPA algoritmasına ek olarak yapay zekâ destekli veya hibrit optimizasyon yöntemleriyle işlem süresi kısaltılabilir ve sonuçların doğruluğu artırılabilir. Tüm bu öneriler, doğruluk ve hesaplama maliyeti arasında dengeli bir yapı kurarak optimizasyon sürecini geliştirmeye yöneliktir.

4. BULGULAR

Bu çalışmada, jenerik bir hava aracı pervanesi için HAD tabanlı bir aeroakustik şekil optimizasyon çerçevesi geliştirilmiş ve uygulanmıştır. Optimizasyon süreci boyunca, genetik algoritma temelli SHERPA yöntemi kullanılmış ve Simcenter HEEDS – Star CCM+ yazılımları entegre çalıştırılarak tam otomatik bir tasarım döngüsü oluşturulmuştur.

Yapılan analizler sonucunda aşağıdaki temel bulgular elde edilmiştir:

- Aerodinamik verimlilik bakımından, optimize edilen pervane geometrisi ile orijinal geometriye kıyasla itme-güç oranı anlamında yaklaşık %30,41'lik bir artış sağlanmıştır.
- Tork değerinde %0,79 oranında bir azalma elde edilmiş, bu da motor yükünün azaltılmasına katkı sağlamıştır.
- Toplam ses basınç seviyesi (OASPL) optimizasyon sonrası yaklaşık 2 dB iyileşmiştir ve bu durum çevresel gürültü açısından önemli bir kazanım sunmaktadır.

Tonal ses bileşenleri açısından:

- m=1 BPF1 bileşeninde %3,38,
- m=2 BPF2 bileşeninde %11,35,
- m=3 BPF3 bileşeninde ise %24,30 oranında SPL azalışı gözlenmiştir.

Optimize edilen pervane geometrisinde, özellikle uç (tip) bölgelerde profil kalınlığının azaltılması sayesinde dipole kaynaklı ses bileşenlerinin önemli ölçüde bastırıldığı tespit edilmiştir. Ağ bağımsızlık analizi sonucunda, yaklaşık 4,2 milyon hücreli çözümün hem doğruluk hem de analiz süresi açısından optimum dengeyi sağladığı ortaya konmuştur.

Bu bulgular, geliştirilen aeroakustik optimizasyon çerçevesinin endüstriyel uygulamalar açısından geçerli ve etkin bir yöntem olduğunu göstermektedir.

TEŞEKKÜR

Bu çalışmanın gerçekleştirilmesinde altyapı, yazılım ve hesaplama kaynakları sağlayan TUSAŞ – Türk Havacılık ve Uzay Sanayii A.Ş.'ye sonsuz teşekkürlerimi sunarım.

SEMBOLLER

c	Airfoil kiriş uzunluğu [m]
C_P	Güç katsayısı [$=P/(\rho n^3 D^5)$]
C_T	İtki katsayısı [$=T/(\rho n^2 D^4)$]
D	Pervane çapı [m]
E	Toplam enerji yoğunluğu [Joule/m^3]
M	Mach sayısı
J	İlerleme oranı (advance ratio) [$=V_0/nD$]
M_r	Radyal mach sayısı $(= \vec{U}\hat{r}/\alpha_0)$
$\dot{M}_r$	M_r'nin zaman türevi [1/s]

M_{Tip}	Uç (tip) mach sayısı [ωR/340]
m	Blade passing frequency ($= \frac{n_b x RPM}{60}$)
n_b	Pervane bıçak sayısı [-]
n	Pervane dönüş hızı [dev/s]
P	Güç [W]
p'	Ses basınç dalgası (Pa)
Q	Tork [N.m]
$\vec{q}$	Isı akı vektörü ($= -k\nabla T$)
R	Pervane yarıçapı [m]
$[\ ]_{ret}$	Sesin gecikmeli yayılma süresi [-]
$\hat{r}$	Kaynaktan gözlem noktasına olan mesafe (m)
S_E	Enerji üretimi (W/m^3)
S_u	Küte kaynak terimi [$kg/s.m^3$]
U_n	Yüzeyin normal yönündeki hız bileşeni [m/s]
T	İtme (thrust) [N]
$\dot{U}_n$	Yüzeyin normal yönündeki hızının zamana göre türevi (ivme) [m/s^2]
$U_{\bar{n}}$	Akışkan parçacığının normal yönündeki hızının türevi (ivme) [m/s^2]
V_0	-z yönünde serbest akış hızı [m/s]
$\vec{v}_r$	Göreli (relative) hız [m/s]
$\vec{v}_g$	Ağ hareket hızı [m/s]
α_0	Referans ses hızı (340m/s)
η	Pervane verimi [$=JC_T/C_P$]
ρ	Hava yoğunluğu [kg/m^3]
ρ_0	Referans hava yoğunluğu [kg/m^3]
σ	Gerilme tensörü [N/m^2]
ω	Pervane dönüş hızı [rad/s]

KAYNAKLAR

[1] Schäffer, B., Pieren, R., Heutschi, K., Wunderli, J. M., & Becker, S. (2021). Drone noise emission characteristics and noise effects on humans—A systematic review. *International Journal of Environmental Research and Public Health*, 18(11), 5940. https://doi.org/10.3390/ijerph18115940.

[2] Bajde, D., Woermann, N., Bruun, M. H., Gahrn-Andersen, R., Sommer, J. K., Nøjgaard, M., Christensen, S. H., Kirschner, H., & Skaarup Jensen, R. H. (2017). Public reactions to drone use in residential and public areas. *University of Southern Denmark and Aalborg University*, Aralık 2017.

[3] Bajde D., Woermann N., Bruun M. H., Gahrn-Andersen R., Sommer J. K., Nøjgaard M., Christensen S. H., Kirschner H. ve Skaarup Jensen R. H., 2017, Public Reactions to Drone Use in Residential and Public Areas, *University of Southern Denmark and Aalborg University*, Aralık.

[4] Scopus. (2024). Aerospace AND aeroacoustic AND propeller AND optimization [Çevrimiçi veri tabanı araması]. https://www.scopus.com (erişim tarihi: 05 Nisan 2025).

[5] Ye Y., Liang Y., Shan X. ve Huang K., 2024, Design Approach for Swept Propeller of UAM/eVTOLs on Both Cruise and Hover Considering Aerodynamic and Aeroacoustic Characteristics via Multi-Fidelity Model, *SSRN (Preprint)*. https://doi.org/10.2139/ssrn.4783503.

[6] Abergo L., Morelli M., Guardone A., Pullin S. F. ve Zhou B. Y., 2023, Adjoint-Based Aeroacoustic Optimization of Propeller Blades in Rotating Reference Frame, *AIAA AVIATION 2023 Forum*, San Diego, CA, 12–16 Haziran. https://doi.org/10.2514/6.2023-3836.

[7] Geng X., Liu P., Hu T., Qu Q., Dai J., Lyu C., Ge Y. ve Akkermans R. A. D., 2023, Multi-Fidelity Optimization of a Quiet Propeller Based on Deep Deterministic Policy Gradient and Transfer Learning, *Aerospace Science and Technology*, 137, 108288. https://doi.org/10.1016/j.ast.2023.108288.

[8] Pullin S. F., Ghiglino A., Zhou B. Y. and Azarpeyvand M., 2023, Rapid Optimisation of Propellers with Tonal and Broadband Aeroacoustic Constraints, *AIAA AVIATION 2023 Forum*, San Diego, CA, 12–16 June.

[9] Gomez F., Iannelli A., Nipp E. and Casalino D., 2023, Surrogate Models for Predicting Noise Emission and Aerodynamic Performance of Propellers, *Aerospace Science and Technology*, 144, 108146.

[10] Klimczyk W. ve Sieradzki A., 2023, RANS-Based Aeroacoustic Global Sensitivity Study and Optimization of UAV Propellers, *Aerospace*, 10, 306. https://doi.org/10.3390/aerospace10030306.

[11] Xue D., Yan Q., Li Z. and Wei K., 2023, Multidisciplinary Optimization Design of Low-Noise Propellers, Aerospace, 10(3), 254. https://doi.org/10.3390/aerospace10030254.

[12] Sarıkaya B., Zarri A., Christophe J., Hassanine Aissa M.H., Verstraete T. ve Schram C., 2023, Aerodynamic and Aeroacoustic Design Optimization of UAVs using a Surrogate Model, *The Journal of Sound and Vibration (Preprint)*, https://ssrn.com/abstract=4679895.

[13] Pacini, B., Prajapati, M., Duraisamy, K. ve Martins, J. R. R. A., 2023, Towards Mixed-Fidelity Aero-Structural-Acoustic Optimization for Urban Air Mobility Vehicle Design, *AIAA AVIATION 2023 Forum, San Diego*, CA Online, 1-24. https://doi:10.2514/6.2023-3905.

[14] Bu, Y.-P., Song, W.-P., Han, Z.-H. ve Zhang, Y., 2022, Efficient aerostructural optimization of helicopter rotors toward aeroacoustic noise reduction using multilevel hierarchical kriging model, *Aerospace Science and Technology*, 127, 107683. https://doi.org/10.1016/j.ast.2022.107683

[15] Klimczyk W. ve Sieradzki A.**,** 2022, *Propeller Aeroacoustic Models in Variable-Fidelity Design Optimization*, 33rd Congress of the International Council of the Aeronautical Sciences (ICAS), Stockholm, Sweden, 4–9 September 2022.

[16] Zhou B., Hanson L., Pullin S. F., Zang B., Hauth J. ve Huan X., 2022, A Data-Driven Approach for Enhancement of Propeller Performance Prediction, *28th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference, Southampton, UK*, 14–17 June 2022. https://doi.org/10.2514/6.2022-3106.

[17] Kwon S., Kang Y., Hong Y. ve Yee K.**,** 2023, Prediction of Ground Noise Footprint using Reduced Order Model, *AIAA AVIATION 2023 Forum, San Diego, CA, USA, 12–16 June 2023*. https://doi.org/10.2514/6.2023-3654

[18] Zhou Z., Huang J. ve Yi M.**,** 2018, Comprehensive Optimization of Aerodynamic Noise and Radar Stealth for Helicopter Rotor Based on Pareto Solution, *Aerospace Science and Technology*, 82–83, 607–619. https://doi.org/10.1016/j.ast.2018.09.020.

[19] Soemarwoto B. I., van der Ven H., Kok J. C. ve Janssen S. R.**,** 2021, Unsteady Adjoint Method for Aeroacoustic Propeller Optimization, *AIAA AVIATION 2021 Forum, Virtual Event, 2–6 August 2021*. https://doi.org/10.2514/6.2021-3054.

[20] Gur O., Silver J., Dítě R. ve Sundhar R.**,** 2021, Optimized Performance and Acoustic Design of Hover-Propeller, *AIAA AVIATION 2021 Forum, Virtual Event, 2–6 August 2021*. https://doi.org/10.2514/6.2021-2222.

[21] Pacin B., Yildirim A., Davoudi B., Martins J. R. R. A. ve Duraisamy K.**,** 2021, Towards Efficient Aerodynamic and Aeroacoustic Optimization for Urban Air Mobility Vehicle Design, *AIAA AVIATION 2021 Forum, Virtual Event, 2–6 August 2021*. https://doi.org/10.2514/6.2021-3026.

[22] Monfaredi M., Trompoukis X., Tsiakas K. ve Giannakoglou K.**,** 2021, Unsteady Continuous Adjoint to URANS Coupled with FW-H Analogy for Aeroacoustic Shape Optimization, Computers and Fluids, 230, 105136. https://doi.org/10.1016/j.compfluid.2021.105136.

[23] Hanson L., Baskaran K., Pullin S. F., Zhou B., Zang B. ve Azarpeyvand M.**,** 2022, Aeroacoustic and Aerodynamic Characteristics of Propeller Tip Geometries, 28th AIAA/CEAS *Aeroacoustics Conference, Article AIAA 2022-3075*, American Institute of Aeronautics and Astronautics (AIAA). https://doi.org/10.2514/6.2022-3075.

[24] Siemens Digital Industries Software, 2020, Simcenter STAR-CCM+ 2020.3 Kullanıcı Rehberi, "Conservation Equations with Mesh Motion" bölümü, s. 8625.

[25] Siemens Digital Industries Software, 2020, Simcenter STAR-CCM+ 2020.3 Kullanıcı Rehberi, "Conservation Equations with Mesh Motion" bölümü, s. 8589, 8589.

[26] Ergin S. ve Bulut S.**,** 2018, Three-Dimensional Numerical Investigation of Flow Noise Around a Circular Cylinder, *TEAM* 2018, 15–18 October 2018, Wuhan, China.

FARKLI REYNOLDS SAYILARINDA NACA 0008, 0012, 2412, 2415 KANAT PROFİLLERİNİN k-ω SST VE GEÇİŞLİ TÜRBÜLANS MODELLERİ KULLANILARAK HESAPLAMALI AKIŞKANLAR DİNAMİĞİ İLE MODELLENMESİ

Ömer GÜNDOĞAN*, Mehmet Akif EMRE*, Muhammed Emin ÖZEN*, Ünsal Eren ERDOĞAN*, Murat ERBAŞ*, Muhittin BİLGİLİ*, Abuzer ÖZSUNAR*
*Gazi Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü,
06570 Maltepe, ANKARA, omargundogan123@gmail.com, emreakif2000@gmail.com, emin2001121@gmail.com, erdoganunsaleren@gmail.com, merbas@gazi.edu.tr, bilgili@gazi.edu.tr, ozsunar@gazi.edu.tr

Özet: Bu çalışmanın temel amacı, simetrik NACA 0008, 0012 ve asimetrik NACA 2412 ve 2415 kanat profillerinin aerodinamik performanslarının Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) yöntemleriyle incelenmesi ve bu profiller etrafındaki akışın sayısal olarak simüle edilerek laminer-türbülans geçiş bölgelerinin belirlenmesidir. Sayısal çözümlemeler, ANSYS Fluent kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Simülasyonlarda C-tipi ağ yapısı oluşturulmuş ve y+ < 1 olacak şekilde sınır tabakası çözünürlüğü sağlanmıştır. Analizler, düşük Reynolds sayıları aralığında (Re = 5×10^4 – 1×10^6) ve farklı hücum açıları (0°, 3°, 6°) için yapılmış; Reynolds sayısı 5×10^4, 1×10^5 ve 2×10^5 için geçişli k-ω SST (Transitional k-ω SST) türbülans modeli ve 5×10^5 ve 1×10^6 Reynolds sayıları için ise k-ω SST türbülans modeli tercih edilmiştir. Akışkan sıkıştırılamaz kabul edilmiş ve çözümler zamandan bağımsız (kararlı rejim) olarak gerçekleştirilmiştir ve laminer rejimin doğru biçimde modellenebilmesi amacıyla türbülans yoğunluğu %0.1 olarak belirlenmiştir. Çalışma kapsamında, farklı Reynolds sayıları ve hücum açıları altında elde edilen kaldırma katsayısı (C_L), sürükleme katsayısı (C_D) ve kanat profili etrafındaki akış yapıları detaylı biçimde analiz edilerek karşılaştırmalı olarak değerlendirilmiştir. Elde edilen HAD sonuçları, Xfoil veri setiyle karşılaştırıldığında geçişli SST ve k-ω SST türbülans modelleri ile elde edilen sonuçların literatür verileriyle yüksek oranda tutarlılık gösterdiği tespit edilmiştir.
Anahtar Kelimler: Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD), NACA kanat profilleri

MODELING OF NACA 0008, 0012, 2412, AND 2415 AIRFOIL PROFILES AT DIFFERENT REYNOLDS NUMBERS USING COMPUTATIONAL FLUID DYNAMICS WITH k-ω SST AND TRANSITIONAL TURBULENCE MODELS

Abstract: The primary objective of this study is to investigate the aerodynamic performance of symmetric airfoil profiles NACA 0008 and 0012, and asymmetric profiles NACA 2412 and 2415 using Computational Fluid Dynamics (CFD) methods, and to numerically simulate the flow around these profiles in order to identify laminar-to-turbulent transition regions. The numerical analyses were conducted using ANSYS Fluent. In the simulations, a C-type mesh structure was created, and boundary layer resolution was ensured with y+ < 1. The analyses were performed within a low Reynolds number range (Re = 5×10^4 to 1×10^6) and for different angles of attack (0°, 3°, and 6°). The Transitional k-ω SST turbulence model was used for Reynolds numbers of 5×10^4, 1×10^5, and 2×10^5, while the k-ω SST turbulence model was used for Reynolds numbers of 5×10^5 and 1×10^6. The fluid was assumed to be incompressible, and the simulations were carried out as steady-state (time-independent). To accurately model the laminar regime, the turbulence intensity was set to 0.1%. Within the scope of the study, the lift coefficient (C_L), drag coefficient (C_D), and flow structures around the airfoil profiles obtained under various Reynolds numbers and angles of attack were analyzed in detail and comparatively evaluated. When the CFD results were compared with the Xfoil data set, it was found that the results obtained using the Transitional SST and k-ω SST turbulence models showed high consistency with the literature data.
Keywords: Computational Fluid Dynamics (CFD), NACA airfoils

GİRİŞ

Kanat profili şekilleri, günümüz modern dünyasında fizibilite ve verimlilik açısından önemli roller üstlenmektedir (Liu & Yin, 2024; Mahato vd., 2023; Zhao vd., 2019). Bu çalışmada NACA 0008, 0012, 2412 ve 2415 kanat profillerinin aerodinamik performanslarını Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) yöntemleri kullanarak incelenmiştir. Bu profiller etrafındaki akış alanını sayısal olarak simüle edilerek laminer-türbülans geçiş bölgeleri belirlenmiştir. İncelenen profiller, simetrik (NACA 00XX) ve asimetrik (NACA 24XX) geometrilere sahip olup, literatürdeki karşılaştırmalı veri eksikliklerini gidermeye yönelik olarak seçilmiştir. NACA 0012 ve 2412 profilleri üzerine yapılan çalışmalar literatürde görece yaygın olmakla birlikte, NACA 0008 ve 2415 profillerinin geniş Reynolds sayısı aralıklarındaki aerodinamik davranışları yeterince araştırılmamıştır. Bu

bağlamda, söz konusu çalışma, mevcut literatüre katkı sağlamayı ve farklı profil geometrilerinin akış rejimi üzerindeki etkilerini detaylı şekilde ortaya koymayı amaçlamaktadır.

Gölcük & Erbaş (2020) düşük Reynolds sayılarında NACA 0012 kanat profilinin aerodinamik özelliklerini HAD ve geçişsel SST k-ω türbülans modeli kullanarak incelemiştir. Temel bulgular, kaldırma (C_L) ve sürükleme (C_D) katsayılarının 1.0×10^4 ile 5.0×10^4 arasındaki Reynolds sayılarında gözlemlendiğini göstermektedir. Akışkan sıkıştırılamaz olarak kabul edilmiş ve çözümler zamandan bağımsızdır. Sonuçların doğruluğu, deneysel veriler ve XFOIL ile doğrulanmıştır. Çalışma, 0°-20° hücum açılarında laminer ve türbülanslı bölgeler arasındaki önemli geçişleri ortaya koyarak, insansız hava araçları ve küçük rüzgar türbinleri için düşük Reynolds sayılı aerodinamiğin önemini vurgulamaktadır.

Shabur vd. (2020), SST k-ω türbülans modelini kullanarak düşük Reynolds sayılarında (3×10^5 ve 7×10^5) iki simetrik kanat profilinin (NACA 0012 ve NACA 0018) aerodinamik performanslarını karşılaştırmıştır. NACA 0012, daha ince profili nedeniyle daha düşük sürtünme direncine sahip olup, NACA 0018'e kıyasla daha yüksek kaldırma-sürükleme oranı (C_L/C_D) sergilemiştir. Bulgular, NACA 0012'nin daha iyi kaldırma sağladığını ve uçak uygulamaları için daha uygun olduğunu, NACA 0018'in ise rüzgâr türbini kanatları için daha uygun olduğunu göstermektedir. Her iki kanat profili için yaklaşık 16°'lik kritik perdövites (stall) açısı belirlenmiştir. Çalışma, tarihsel deneysel verilerle doğrulanarak kanat profili kalınlığının aerodinamik verim üzerindeki etkisini vurgulamaktadır.

Kumar Vandrangi (2022), hesaplamalı akışkanlar dinamiği (HAD) kullanarak NACA 0012 kanat profilinin aerodinamik performansını analiz etmiştir. Çalışma, farklı hücum açılarının kaldırma ve sürükleme katsayıları üzerindeki etkilerini incelemeye odaklanmıştır. Bulgular, kaldırma katsayısının perdövites açısına kadar arttığını, sürükleme katsayısının ise yüzey alanı ve sıfırdan sapma miktarına bağlı olarak değiştiğini göstermektedir. Türbülans tahmini için Spalart–Allmaras modeli kullanılmış ve kaldırma-sürükleme değişimleri çeşitli durumlar için analiz edilmiştir. Sonuçlar referans verilerle uyumlu olup, HAD'nin kanat profili performans analizlerindeki güvenilirliğini ortaya koymaktadır.

Yılmaz vd. (2018), HAD analizleri kullanarak simetrik (NACA 0012) ve asimetrik (NACA 4412) kanat profillerinin aerodinamik performanslarını karşılaştırmıştır. NACA 4412'nin, farklı hücum açılarında daha yüksek kaldırma katsayısına ve genel olarak daha yüksek verime sahip olduğu belirlenmiştir. Optimal hücum açıları NACA 4412 için 6°, NACA 0012 için ise 7° olarak tespit edilmiştir. Çalışma, NACA 4412'nin üstün basınç gradyanları ve kaldırma üretimi sayesinde yenilenebilir enerji sistemlerinde daha verimli bir seçenek olduğunu destekleyen ayrıntılı karşılaştırmalı analizler sunmaktadır.

Kulshreshtha vd. (2019), geniş bir hücum açısı aralığında NACA 2412, NACA 2414 ve NACA 2415 kanat profillerinin kaldırma ve sürükleme katsayılarını HAD analizleri ile karşılaştırmıştır. Aerodinamik performansı analiz etmek için ANSYS Fluent'te k-epsilon türbülans modeli kullanılmıştır. Kaldırma katsayısı, kritik noktaya kadar hücum açısı ile artmıştır (örneğin, NACA 2415 için 18° hücum açısı). Sürükleme katsayısı ise özellikle kritik noktadan sonra artmıştır. Test edilen kanat profilleri arasında, NACA 2415 özellikle yüksek hücum açılarında üstün kaldırma-sürükleme performansı sergileyerek yüksek kaldırma verimi gerektiren uygulamalar için ideal olduğunu göstermiştir.

Shabur vd. (2021) havacılık ve yenilenebilir enerji alanlarında yaygın olarak kullanılan NACA profilleri, aerodinamik performanslarının incelenmesi açısından önemli bir çalışma alanı oluşturmaktadır. Hava akımına maruz kalan kanat profilleri, farklı Reynolds sayıları ve akış koşulları altında farklı aerodinamik davranışlar sergilemektedir. Bu bağlamda, NACA 0012 ve NACA 0018 kanat profillerinin aerodinamik performansları, sürükleme kuvveti (drag), kaldırma kuvveti (lift) ve kaldırma/sürükleme oranı (C_L/C_D) gibi parametreler üzerinden karşılaştırılmıştır. Yapılan literatür araştırmaları, NACA 0012'nin havacılık uygulamalarında daha avantajlı olduğunu, NACA 0018'in ise rüzgar türbinlerinde daha iyi performans gösterdiğini ortaya koymuştur.

Havacılık ve yenilenebilir enerji alanlarında kullanılan kanat profilleri, farklı Reynolds sayıları ve türbülans seviyelerine bağlı olarak değişen aerodinamik özellikler sergilemektedir. Zhang vd. (2020) yaptığı çalışma, düşük Reynolds sayılarında ve farklı türbülans yoğunluklarında NACA 0012 ve SD7037 kanat profillerinin performansını inceleyerek, artan türbülansın akış ayrılmasını geciktirdiğini ve taşıma kuvvetini artırdığını göstermiştir. Bu bulgular, düşük hızda çalışan hava araçları ve rüzgâr türbinleri için kanat profili seçiminde kritik rol oynamaktadır.

Ganesh Ram vd. (2014), tarafından yazılmış çalışmada, NACA 0012 hava profilinin optimizasyonunu ele alıyor. Çalışmada MATLAB ile Genetik Algoritma ve XFoil kullanılarak hava profilinin kaldırma ve sürükleme katsayılarının nasıl optimize edileceği anlatılıyor.

Hossain vd. (2014) tarafından yapılan çalışma, NACA 6409 ve NACA 4412 hava profillerinin karşılaştırmalı akış analizini sunuyor. Bu çalışmada ANSYS Workbench 14.5 kullanılarak kaldırma ve sürükleme kuvvetleri ile basınç dağılımları incelenmiş ve NACA 4412'nin daha iyi bir performans gösterdiği sonucuna varılmıştır.

Pranesh vd. (2014), tarafından yapılan çalışmada, düşük Reynolds sayılarında NACA 0008 profilinin akış analizini sunuyor. Çalışmada düşük Reynolds sayılarında basınç geri kazanımı ve akış ayrılmasının etkileri detaylı olarak incelenmiştir.

Thakur & Choudhary (2020) tarafından yapılan çalışmada, simetrik (NACA 0012), asimetrik (NACA 2415) ve yarı-simetrik (NACA 2408) kanat profilleri aerodinamik performans açısından karşılaştırılmıştır. ANSYS Fluent kullanılarak gerçekleştirilen sayısal analizlerde, farklı hücum açıları (0°, 2°, 4°, 8°) altında kaldırma (C_L) ve sürtünme (C_D) katsayıları incelenmiştir. Sonuçlar, simetrik profillerin düşük sürtünme katsayısı sunduğunu ancak sıfır hücum açısında kaldırma üretmediğini göstermiştir. Asimetrik profillerin ise sıfır hücum açısında bile kaldırma sağladığı ve yüksek kaldırma katsayısı sunduğu, ancak sürtünme katsayısının da arttığı belirlenmiştir.

NACA 0009 hava profilinin aerodinamik performansı düşük Reynolds sayılarında ANSYS ile incelenmiştir. Çalışmada dört farklı hücum açısı (0°, 5°, 10°, 15°) test edilmiştir. En iyi aerodinamik performansın 5° hücum açısında olduğu tespit edilmiştir. Kaldırma/sürükleme oranı (L/D) 10.03 olarak hesaplanmıştır.

Pranto & Inam (2020) çalışmalarında, NACA 4312 hava profilinin ANSYS Fluent kullanılarak aerodinamik analizi yapmışlardır. Çalışma, kaldırma ve sürükleme katsayılarını belirlemek için Standart $k-\epsilon$, RNG k−ϵ ve SST $k-\omega$ k−ω türbülans modellerini kullanmışlardır. 13° hücum açısında akış ayrılmalarının başladığı ve kaldırma katsayısının azaldığı gözlemlenmiştir. NACA 4312 hava profilinin düşük ve orta Reynolds sayılarında iyi bir performans gösterdiği belirlenmiştir.

Rogowski vd. (2020) tarafından yazılmış makalenin ana konusu, dört haneli NACA hava profillerine sahip H-Darrieus rüzgâr türbinlerinin aerodinamik performans analizidir. Çalışmada, McDonnell Aircraft Company tarafından tasarlanan bir rotor modeli kullanılmış ve hesaplamalı akışkanlar dinamiği (HAD) yöntemiyle analiz edilmiştir. Kullanılan URANS yaklaşımı ve k-ω SST türbülans modeli, farklı hava profillerinin aerodinamik yüklerini ve türbinin performansını incelemek için uygulanmıştır. Elde edilen sonuçlar, belirli koşullarda NACA 1418 hava profilinin daha iyi bir performans sunduğunu göstermektedir. Literatürde, bu tür rotorlara dair gelişmiş sayısal çalışmaların eksik olduğu belirtilerek, çalışmanın bu boşluğu doldurmayı amaçladığı ifade edilmektedir.

Görgülü vd. (2021) makalesinde yapılan çalışmada, NACA 0009 hava profilinin aerodinamik performansı düşük Reynolds sayılarında ANSYS 15.0 ile incelenmiştir. Çalışmada dört farklı hücum açısı (0°, 5°, 10°, 15°) test edilmiştir. En iyi aerodinamik performansın 5° hücum açısında olduğu tespit edilmiştir. Kaldırma/sürükleme oranı (C_L/C_D) 10.03 olarak hesaplanmıştır.

Özellikle, NACA 2415'in yüksek hücum açıları altındaki kaldırma/sürükleme (C_L/C_D) oranı optimizasyonu, rüzgâr türbinleri gibi dinamik yük altındaki sistemlerde kritik öneme sahipken, bu profile ilişkin kapsamlı veriler literatürde sınırlıdır. Benzer şekilde, NACA 0008'in mikro hava araçları gibi düşük Reynolds sayılarında çalışan sistemler için potansiyeli göz önünde bulundurulduğunda, mevcut çalışmaların yetersiz olduğu değerlendirilmektedir.

Sayısal çözümlemeler, ticari bir CFD yazılımı olan ANSYS Fluent kullanılarak gerçekleştirilmiş ve çözüm ağı üzerinde Navier–Stokes denklemleri çözümlenmiştir. Simülasyonlarda C-tipi ağ yapısı oluşturulmuş ve $y+ < 1$ olacak şekilde sınır tabakası çözünürlüğü sağlanmıştır. Analizler, düşük Reynolds sayıları aralığında ($Re = 5\times10^4 – 1\times10^6$) ve farklı hücum açıları (0°, 3°, 6°) için yapılmış; akışkan sıkıştırılamaz kabul edilmiş ve çözümler zamandan bağımsız (kararlı rejim) olarak gerçekleştirilmiştir. Laminer rejimin doğru biçimde modellenebilmesi amacıyla türbülans yoğunluğu %0.1 olarak belirlenmiştir.

Reynolds sayısı 5×10^4, 1×10^5 ve 2×10^5 için geçişli k-ω SST (Transitional k-ω SST) türbülans modeli tercih edilmiş; 5×10^5 ve 1×10^6 Reynolds sayıları için ise k-ω SST türbülans modeli kullanılmıştır. Bu model tercihleri, ilgili literatürdeki ön çalışmalar ve öneriler doğrultusunda belirlenmiş olup, $Re < 5\times10^5$ için geçişli SST, $Re \geq 5\times10^5$ için k-ω SST modelinin daha uygun sonuçlar verdiği kabul edilmiştir.

Çalışma kapsamında, farklı Reynolds sayıları ve hücum açıları altında elde edilen kaldırma katsayısı (C_L), sürükleme katsayısı (C_D) ve kanat profili etrafındaki akış yapıları detaylı biçimde analiz edilerek karşılaştırmalı olarak değerlendirilmiştir. Elde edilen HAD sonuçları, Xfoil veri setiyle karşılaştırıldığında geçişli SST ve k-ω SST türbülans modelleri ile elde edilen sonuçların literatür verileriyle yüksek oranda tutarlılık gösterdiği tespit edilmiştir.

METOD

Teorik Arka Plan

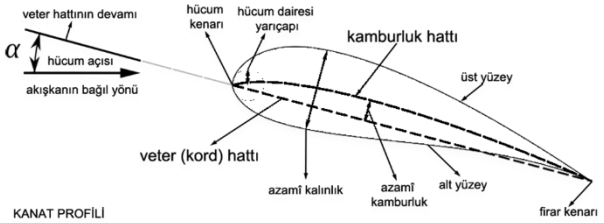
Bir kanat profilinin parametreleri Şekil 1'de gösterilmiştir. Tasarım parametreleri:

- Hücum kenarı (Leading edge)
- Firar kenarı (Trailing edge)
- Kamburluk hattı (Camber line)
- Veter hattı (Chord line)
- Hücum açısı (Angle of attack)

Hücum kenarı, kanat profilinin en ön kenarıdır ve akışkanın kanat profiliyle ilk temas ettiği noktadır. Temel görevi, gelen akışı kanat profilinin yüzeyi boyunca yönlendirmektir. Firar kenarı ise kanat profilinin en arka kenarıdır ve akışkanın kanat profilinden ayrıldığı noktadır. Genellikle keskin bir geometriye sahiptir. Kamburluk hattı, kanat profilinin üst ve alt yüzeyleri arasındaki eşit uzaklıktaki noktaları birleştiren çizgidir. Kamburluk hattının eğriliği arttıkça, genellikle kaldırma kuvveti de artar. Veter hattı, hücum kenarı ile firar kenarını birleştiren düz bir çizgidir. Hücum açısı ise veter hattı ile gelen akışın göreli yönü arasındaki açıdır. Bu açı,

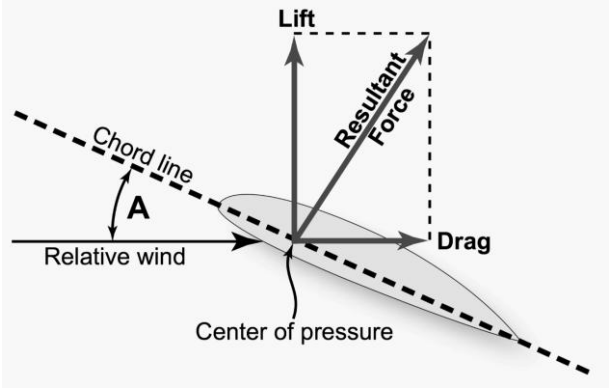
kaldırma ve sürükleme kuvvetlerini önemli ölçüde etkiler (Yılmaz vd., 2018).

Her kanat profili ve Reynolds sayısı için kaldırma kuvvetinin sürükleme kuvvetine oranı farklılık gösterir. Bu oranın maksimum olduğu optimal bir değer bulunmaktadır ve çoğu kanat profili için bu değer genellikle 6–10 derece arasında değişir.



Şekil 1. Kanat profili tasarım parametreleri (Yılmaz vd., 2018)

Kanat profili üzerinde oluşan kaldırma ve sürükleme kuvvetleri Şekil 2'de gösterilmiştir. Kaldırma kuvveti, akışkanın kanat profilinin üst ve alt yüzeyleri üzerinde oluşturduğu basınç farkı ve kanadın üzerinden akan akışın yönlendirilmesiyle meydana gelir. Kaldırma kuvveti, gelen akışın göreli yönüne dik olarak oluşur. Sürükleme kuvveti ise akışkanın viskozitesi ve kanat profilinin akışa karşı gösterdiği dirençten kaynaklanır. Sürükleme kuvvetinin yönü, akışkanın göreli yönüne paraleldir.



Şekil 2. Kanat profili üzerine etkiyen kuvvetler (Yılmaz vd., 2018)

Sayısal Yöntem

Bu çalışmada, farklı kanat profilleri üzerinde çeşitli Reynolds sayılarında ve hücum açılarında hesaplamalı akışkanlar dinamiği (HAD) analizleri gerçekleştirilmiştir. Bu analizler için ANSYS Fluent yazılımı kullanılmıştır. Ayrıca, elde edilen sonuçlar Xfoil'dan alınan verilerle doğrulanmıştır.

Geçişli SST (Shear Stress Transport) türbülans modeli, klasik k-ω SST modeline kıyasla daha kapsamlı bir yapıya sahiptir. Bu model toplamda dört denklemden oluşmaktadır. Bu denklemlerin ilk ikisi, doğrudan k-ω SST modelinde kullanılan denklemlerle aynıdır ve akış içerisindeki türbülans kinetik enerjisi (k) ile özgül türbülans dağılım hızını (ω) tanımlar. Ancak geçişli SST modelini farklı ve daha gelişmiş kılan unsur, bu iki temel denkleme ek olarak iki yeni denklemin sisteme dâhil edilmesidir. Bunlardan ilki, intermittency (aralıklılık) denklemi olup akışın laminerden türbülansa geçiş sürecini, yani ara bölgelerdeki kararsızlıkları ve türbülans üretimini temsil eder. Diğer ek denklem ise geçişli momentum kalınlığı Reynolds sayısı denklemi olup, özellikle geçiş sürecinin başlamasını ve gelişimini öngörmede kritik rol oynar.

ANSYS Fluent yazılımı, Navier-Stokes denklemlerinin çözümüne dayanmaktadır. Bu denklemler, akışkanların hareketini tanımlayan temel matematiksel ifadelerdir. Bu çalışmada akış sıkıştırılamaz kabul edilmiştir. Denklem 1 süreklilik ve Denklem 2 momentum denklemleridir. Bu denklemlerde ρ yoğunluk, v akışkan hız vektörü ve p basınçtır. Ayrıca μ akışkan viskozitesi ve μ_t türbülans viskozitesidir.

$$\vec{\nabla} \cdot (\vec{v}) = 0 \tag{1}$$

$$\frac{\partial(\vec{v})}{\partial t} + \vec{\nabla} \cdot (\vec{v}\,\vec{v}) = -\frac{1}{\rho}\vec{\nabla}p + \frac{1}{\rho}\vec{\nabla} \cdot [(\mu + \mu_t)(\nabla\vec{v} + (\nabla\vec{v})^T)] \tag{2}$$

Ağ Yapısı (Mesh Yapısı)

Bu çalışmada ağ yapısının belirlenmesi, önceki çalışmalar temel alınarak gerçekleştirilmiştir (Yılmaz vd., 2018). Ağ yapısı olarak C-tipi ağ kullanılmıştır. Bu çalışmada kullanılan ağ yapısı Şekil 3 ve Şekil 4'te gösterilmiştir. Kanat profilinin veter uzunluğu 1 metre olarak belirlenmiştir. Ağ oluşturma işlemi için kullanılan dairenin çapı ve dikdörtgenin uzunluğu 12.5 metre olarak tanımlanmıştır. Bu ağ yönteminde, kanat profilinin kenarlarına yakın bölgelerde daha küçük elemanlar kullanılmış, profilden uzaklaştıkça ağ boyutu artırılmıştır.

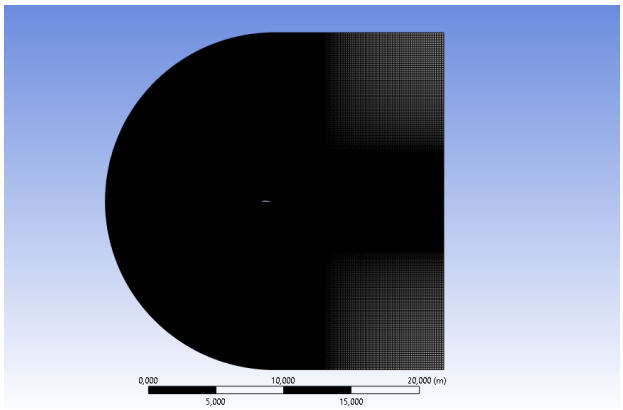
Ağ hazırlığı sırasında, ortogonal kalite, çarpıklık (skewness) ve en boy oranı (aspect ratio) gibi kriterlere öncelik verilmiştir:

• Ortogonal kalite: 0 ile 1 arasında değişir ve yüksek değerler daha iyi ağ kalitesini gösterir. Bu çalışmada, ortalama ortogonal kalite değeri 0.95563 olarak hesaplanmıştır.

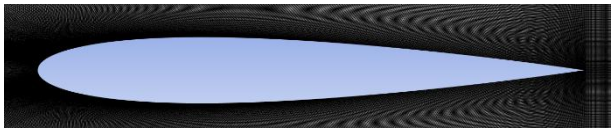
• Çarpıklık: 0 ile 1 arasında değişir ve düşük değerler daha iyi ağ kalitesini gösterir. Çalışmada ortalama çarpıklık değeri 0.10469 olarak hesaplanmıştır.

• En boy oranı: Elemanların uzun kenarının kısa kenarına oranını gösterir. Literatürde 1 ile 10 arasındaki değerler kabul edilebilir olarak görülmektedir. Bu çalışmada, ortalama boyut oranı 6.759 olarak hesaplanmıştır.

Son olarak, çalışma kapsamında toplam 561600 düğüm ve 560000 eleman kullanılmıştır.



Şekil 3. NACA 0012 için ağ yapısı



Şekil 4. NACA 0012 için ağ yapısı

Sınır Koşulları

Kanat profili yüzeyinde kayma olmama (no-slip) şartı kabul edilmiştir. Ayrıca, çalışma akışkan olarak sıkıştırılamaz hava seçilmiş ve analizler kararlı halde gerçekleştirilmiştir. Tüm Reynolds sayıları için türbülans yoğunluğu girişte %0.1 olarak belirlenmiştir. Ayrıca, Reynolds sayısı 200.000'e kadar olan analizlerde geçiş (intermittency) değeri 0.001 olarak seçilmiştir.

Farklı Reynolds sayıları ve hücum açıları için hız değerleri hesaplanmış ve sınır koşulları bu değerlere göre programa girilmiştir. Basınç, viskozite ve yoğunluk değerleri deniz seviyesi koşullarına göre belirlenmiştir. Sınır tabakasının başlangıç yüksekliği olan y+ değeri birin altında olmalıdır. Bu çalışmada y+ değeri 0.7478'dir.

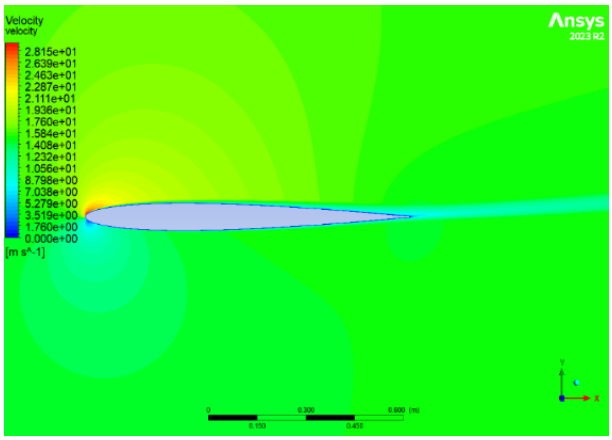
Türbülans Modelinin Seçimi

Türbülans modeli seçimi, Reynolds sayısına bağlı olarak yapılmıştır:
• Reynolds sayısı 200.000'e kadar: Geçişli k-ω SST modeli
• Reynolds sayısı 500.000 ve 1.000.000: k-ω SST modeli

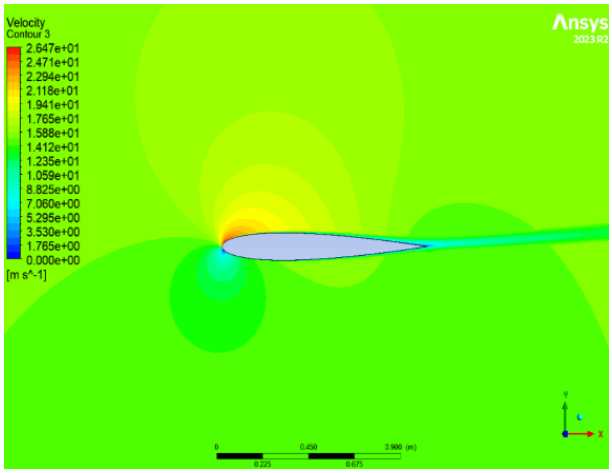
k-ω SST, Menter (Menter, 1994) tarafından geliştirilen bir türbülans modelidir ve k-ε ile k-ω modellerinin avantajlarını birleştirir. Duvar yakınlarında k-ω, serbest akış bölgelerinde ise k-ε davranışı gösterir. Bu sayede hem duvar yakınlarında hem de ayrılma bölgelerinde daha iyi tahminler yapabilir.
Geçişli k-ω SST modeli (Menter vd., 2006), laminer akıştan türbülansa geçiş bölgesinde hassas sonuçlar vermektedir. Daha yüksek Reynolds sayıları için duvar yakınlarında iyi performans gösteren k-ω SST modeli tercih edilmiştir.

BULGULAR

Yapılan çalışmalarda 1×10^6 Reynolds sayısında ve 6 derece hücum açısında elde edilen hız dağılımları NACA 0008 için Şekil 5'te, NACA 0012 için Şekil 6'da, NACA 2412 için Şekil 7'de ve NACA 2415 için Şekil 8'de verilmiştir. Bu analizlerde elde edilen basınç dağılımları NACA 0008 için Şekil 9'da, NACA 0012 için Şekil 10'da, NACA 2412 için Şekil 11'de ve NACA 2415 için Şekil 12'de verilmiştir.

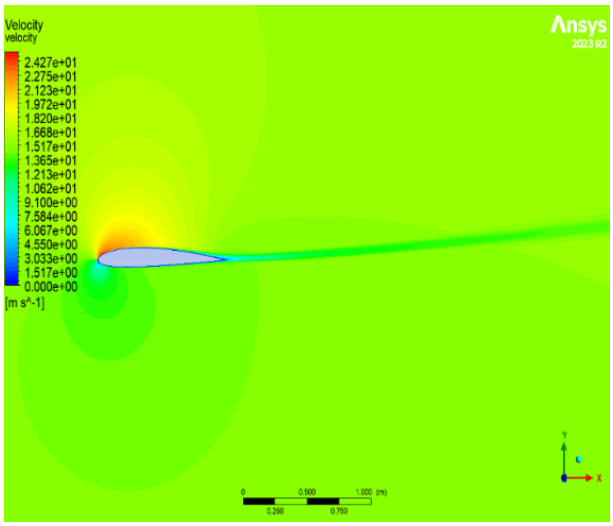


Şekil 5. NACA 0008 hız konturu

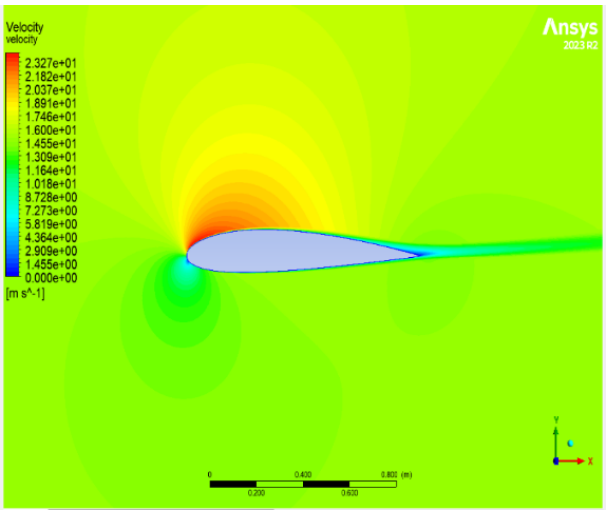


Şekil 6. NACA 0012 hız konturu

Simetrik olan NACA 0008 (Şekil 5) ve NACA 0012 (Şekil 6) kanatların hız dağılımlarında kanat üst yüzeyinde yüksek hız bölgesi, alt yüzeyinde düşük hızlı akış oluşmaktadır. Kanat ardında oluşan iz, kanat kalınlığı arttıkça büyümektedir.

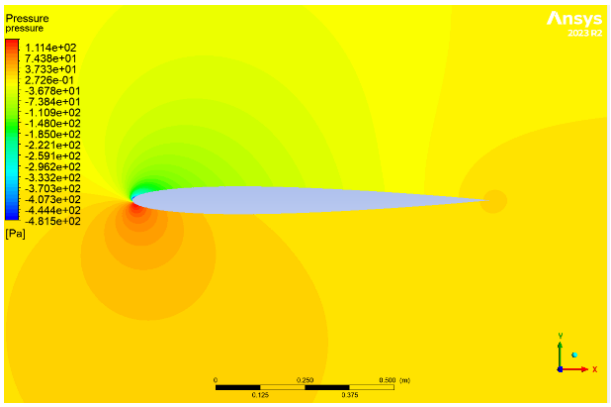


Şekil 7. NACA 2412 hız konturu

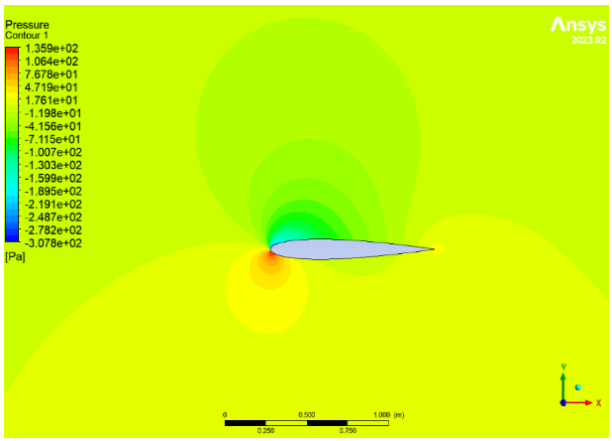


Şekil 8. NACA 2415 hız konturu

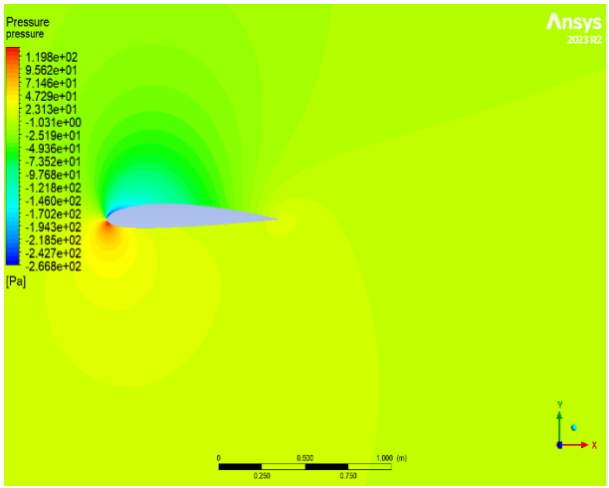
Asimetrik olan NACA 2412 (Şekil 7) ve NACA 2415 (Şekil 8) hız dağılımları üst ve alt yüzeylerde benzer olsa da hız değerleri simetrik kanatlardan farklı olmaktadır. Kanat ardında oluşan iz, asimetrik kanatlarda daha belirgin oluşmaktadır.



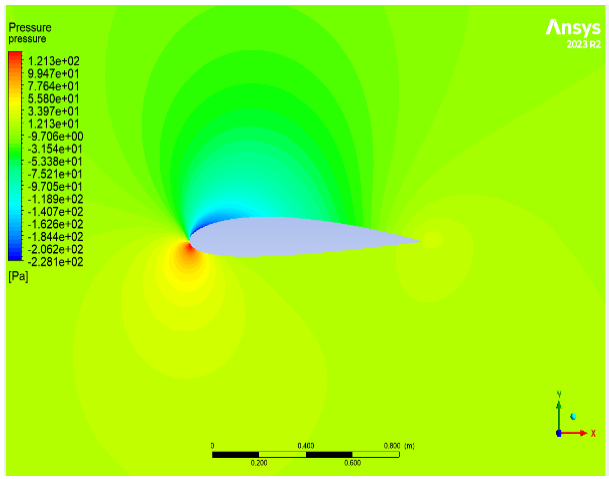
Şekil 9. NACA 0008 basınç konturu



Şekil 10. NACA 0012 basınç konturu



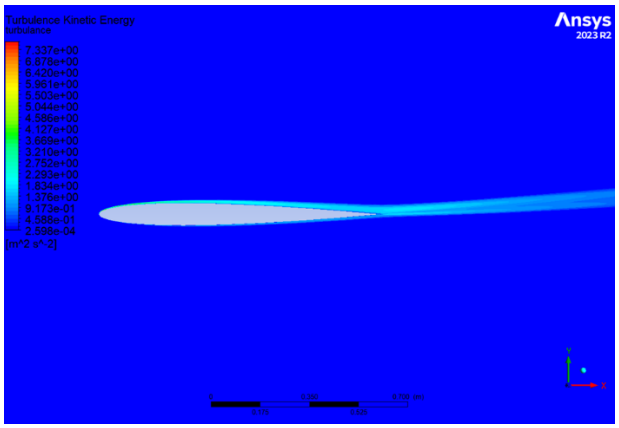
Şekil 11. NACA 2412 basınç konturu



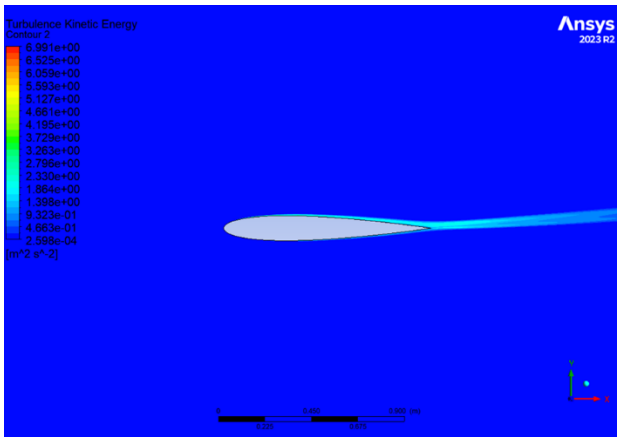
Şekil 12. NACA 2415 basınç konturu

Şekil 9 ve Şekil 10'da gösterilen kanat profillerinin basınç dağılımları incelendiğinde kanatın üst yüzeyinde basıncın daha yüksek ve alt yüzeyinde daha düşük olduğu görülmektedir. Kanat kalınlığının artması kanat üst yüzeyde oluşan basınç gradyanının artmasına ve akış kopması riskini artırmaktadır. Bu etki, Şekil 11 ve Şekil 12'de gösterilen asimetrik kanatlarda daha belirgin olmaktadır.

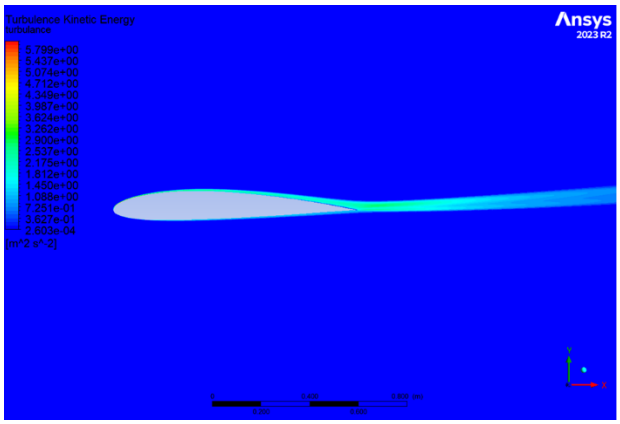
Yapılan çalışmalarda 1×10^6 Reynold sayısında ve 6 derece hücum açısında elde edilen türbülanslı kinetik enerji dağılımları NACA 0008 için Şekil 13'te, NACA 0012 için Şekil 14'te, NACA 2412 için Şekil 15'de ve NACA 2415 için Şekil 16'da verilmiştir.



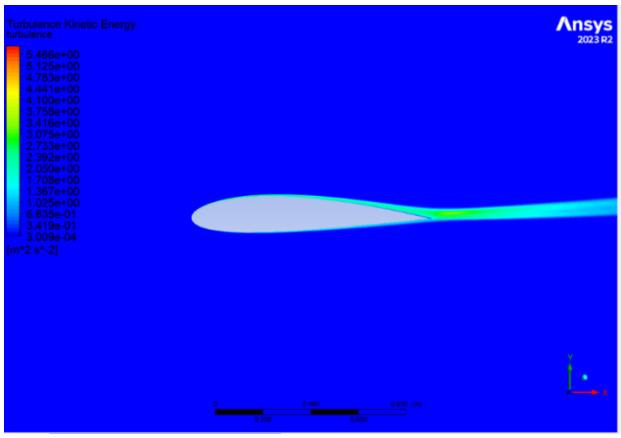
Şekil 13. NACA 0008 türbülans konturu



Şekil 14. NACA 0012 türbülans konturu



Şekil 15. NACA 2412 türbülans konturu



Şekil 16. NACA 2415 türbülans konturu

Yapılan analizler konturlarında türbülans kinetik enerjisi kanat art izini olduğu bölgeyi işaretlemektedir. Şekil 13 ve Şekil 14'te türbülans kinetik enerjisi baskın olarak üst yüzeyde üretilmektedir. Şekil 15 ve Şekil 16'te Bu üretim asimetrik kanatlarda daha yüksek olmaktadır. Bu grafikler türbülans geçişinde üst yüzeyinin türbülansa daha erken geçtiği alt yüzeyin daha sonra takip ettiğini göstermektedir. Bu sebeple tamamen laminar ve tamamen türbülanslı modellerde ara Reynolds sayılarında çok yüksek sapmalara sebep olmaktadır.

Akışın türbülansa geçiş noktalarının kord hattına göre oranı Tablo 1'de verilmiştir. Türbülans oluşumu, tüm profillerde hücum açısına ve Reynolds sayısına duyarlıdır. 0 derece hücum açısında, simetrik ve asimetrik tüm profillerde türbülans genellikle kanadın arka veya kaçış kenarında meydana gelmekte ve aerodinamik performansa büyük ölçüde olumsuz bir etkisi bulunmamaktadır. 3 derece hücum açısında türbülans yine kaçış kenarına yakın bölgelerde oluşmakta, ancak artan hücum açısı ve Reynolds sayısıyla birlikte NACA 2412 ve 2415 profillerinde türbülans bölgesi kanadın üst yüzeyine doğru yayılmaya başlamaktadır. 6 derece hücum açısında, özellikle düşük Reynolds sayılarında türbülans bölgesi hücum kenarına daha fazla yaklaşmakta ve bu durum potansiyel olarak akış ayrılmasına neden olabilmektedir. Ancak yüksek Reynolds sayılarında türbülans daha kontrollü ve verimli bir akış rejimi içinde, kaçış kenarında yoğunlaşmaktadır.

Analiz ve Xfoil kaldırma ve sürüklenme katsayısı sonuçları Şekil 17 ve Tablo 2'de verilmiştir. Elde edilen sonuçlar türbülans geçişlerinin kaldırma ve sürüklenme kuvvetlerinin etkilediği görülmüştür. Tamamen laminar ve tamamen türbülanslı modellenmesiyle sapmasına sebep olmaktadır.

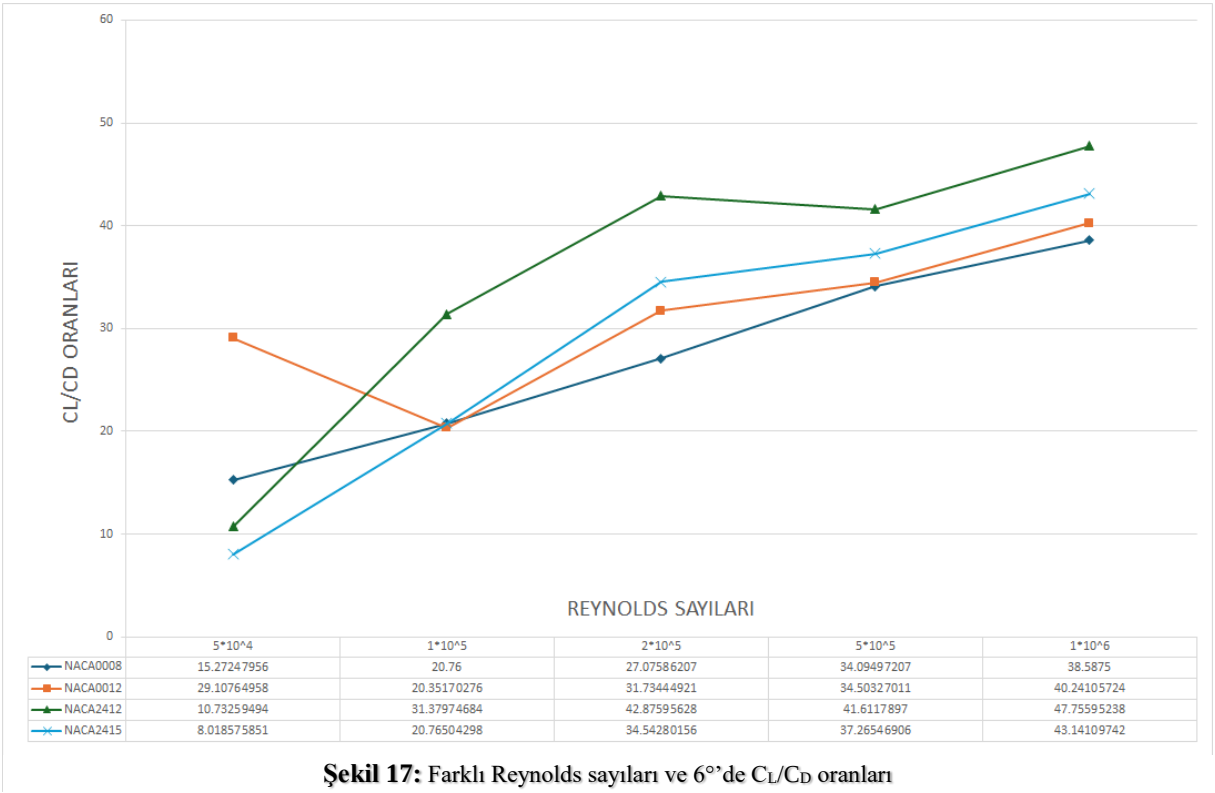
Tüm kanat profilleri için yapılan analizlerde, Reynolds sayısındaki artışa bağlı olarak hızın profiller üzerindeki etkisi belirginleşmiştir. Simetrik profiller (NACA 0008 ve 0012), düşük hücum açılarında özellikle 50.000–100.000 Reynolds aralığında kaldırma kuvvetinde artış göstermekte, ancak bu artış yüksek Reynolds sayılarında sınırlı kalmaktadır. Asimetrik profillerde (NACA 2412 ve 2415) ise, düşük Reynolds sayılarında hız artışı kaldırma

kuvvetine daha güçlü şekilde yansımaktadır. 6 derece hücum açısında NACA 2415 profili, özellikle 100.000 Reynolds'tan itibaren hız artışına bağlı olarak kaldırma kuvvetinde belirgin bir yükseliş göstermektedir. Genel olarak, düşük Reynolds sayılarında hız artışı kaldırma kuvvetini olumlu etkilerken, yüksek Reynolds değerlerinde bu etki sınırlı kalmakta ya da sabitlenmektedir.

Sürükleme katsayısı tüm profillerde 0 derece hücum açısında düşük seviyelerde kalmaktadır. 3 derece hücum açısında simetrik profillerde sürükleme, özellikle düşük Reynolds sayılarında yüksek olup, artan Reynolds sayısıyla birlikte azalma eğilimi göstermektedir. NACA 2412 ve 2415 gibi asimetrik profillerde sürükleme artışı daha kontrollü seyretmekte, bu da bu profilleri daha aerodinamik kılmaktadır. C_L/C_D oranı açısından, 0 derece hücum açısında simetrik profillerde anlamlı bir değer elde edilememektedir. 3 ve 6 derece hücum açılarında ise tüm profillerde Reynolds sayısının artışıyla C_L/C_D oranı genel olarak yükselme eğilimi göstermektedir. Bu durum, artan hızla birlikte kaldırma-sürükleme verimliliğinin arttığını, dolayısıyla basınç dağılımının daha verimli hale geldiğini Göstermektedir.

Tablo 1. Kanat profillerinin türbülansa geçiş noktasının kanat kord uzunluğuna oranı

		Türbülans Geçiş Noktasının Kanat Kord Uzunluğuna Oranı			
Reynolds Sayıları	Hücum Açıları	NACA 0008	NACA 0012	NACA 2412	NACA 2415
5×10^4	0°	1,2	1,1	1	1
	3°	1	0,96	1	0,73
	6°	0,18	0,38	0,76	0,67
1×10^5	0°	1	0,99	0,915	0,966
	3°	1	0,9	0,893	0,67
	6°	0,114	0,25	0,595	0,45
2×10^5	0°	1	0,85	0,807	0,938
	3°	0,02	0,6	0,7	0,59
	6°	0,1	0,18	0,02	0,03
5×10^5	0°	0,013	0,02	0,03	0,03
	3°	0,016	0,016	0,015	0,03
	6°	0,004	0,005	0,015	0,02
1×10^6	0°	0,02	0,025	0,03	0,04
	3°	0,017	0,016	0,03	0,03
	6°	0,012	0,01	0,015	0,02



Şekil 17: Farklı Reynolds sayıları ve 6°'de C_L/C_D oranları

Tablo 2. Kanat profillerinin analiz sonuçları ve Xfoil verileri

		NACA 0008				NACA 0012			
		Analiz Sonuçları		Xfoil Verileri		Analiz Sonuçları		Xfoil Verileri	
Reynolds Sayıları	Hücum Açıları	C_L	C_D	C_L	C_D	C_L	C_D	C_L	C_D
5×10^4	0°	0	0,0155	0	0,01541	0	0,0202	0	0,02078
	3°	0,1866	0,0203	0,2313	0,01961	0,4327	0,0344	0,4492	0,02334
	6°	0,5605	0,0367	0,6522	0,03506	0,686941	0,0236	0,6919	0,02765
1×10^5	0°	0	0,0115	0	0,01124	0	0,0179	0	0,01693
	3°	0,3847	0,01445	0,3881	0,01184	0,42998	0,0156	0,4544	0,0144
	6°	0,5709	0,0275	0,6461	0,0265	0,590199	0,029	0,6862	0,01958
2×10^5	0°	0	0,0089	0	0,00832	0	0,0112	0	0,0102
	3°	0,3552	0,01013	0,3731	0,00914	0,414	0,0135	0,4462	0,01104
	6°	0,5889	0,02175	0,6455	0,01954	0,606128	0,0191	0,6971	0,01516
5×10^5	0°	0	0,01229	0	0,00521	0	0,0136	0	0,00618
	3°	0,3149	0,0114	0,3676	0,0077	0,30012	0,0144	0,3307	0,00786
	6°	0,6103	0,0179	0,655	0,01364	0,600357	0,0174	0,7215	0,0117
1×10^6	0°	0	0,0087	0	0,0039	0	0,0117	0	0,0054
	3°	0,3186	0,0118	0,3616	0,00696	0,3085	0,01253	0,3201	0,0064
	6°	0,6174	0,016	0,6671	0,01019	0,611664	0,0152	0,694	0,00972
		NACA 2412				NACA 2415			
		Analiz Sonuçları		Xfoil Verileri		Analiz Sonuçları		Xfoil Verileri	
Reynolds Sayıları	Hücum Açıları	C_L	C_D	C_L	C_D	C_L	C_D	C_L	C_D
5×10^4	0°	-0,0422	0,0242	-0,0589	0,02406	0,0124	0,0317	0,0354	0,03239
	3°	0,3388	0,03272	0,4528	0,03304	0,295	0,0374	0,395	0,03968
	6°	0,6783	0,0632	0,8567	0,03159	0,518	0,0646	0,7501	0,04308
1×10^5	0°	0,2968	0,01526	0,2623	0,01684	0,1015	0,0285	0,2751	0,01918
	3°	0,5452	0,018428	0,6117	0,01576	0,5749	0,03053	0,6588	0,01771
	6°	0,7437	0,0237	0,8941	0,01813	0,7247	0,0349	0,9138	0,02031
2×10^5	0°	0,3353	0,011896	0,286	0,01001	0,131	0,0165	0,2279	0,01085
	3°	0,5458	0,01375	0,6136	0,01062	0,5914	0,01603	0,6703	0,01223
	6°	0,78463	0,0183	0,8911	0,01338	0,7102	0,02056	0,9149	0,01436
5×10^5	0°	0,19188	0,01101	0,236	0,0063	0,1786	0,0133	0,2384	0,00747
	3°	0,50095	0,0154	0,6135	0,00786	0,4759	0,0167	0,5769	0,00855
	6°	0,78355	0,01883	0,8963	0,01053	0,7468	0,02004	0,9266	0,01065
1×10^6	0°	0,19746	0,0097	0,2442	0,00568	0,184	0,01346	0,243	0,00656
	3°	0,51172	0,01158	0,5945	0,00639	0,4905	0,0148	0,5629	0,00679
	6°	0,8023	0,0168	0,9016	0,00945	0,7705	0,01786	0,9465	0,00922

SONUÇLAR

Bu çalışmada NACA 0008, NACA 0012, NACA 2412 ve NACA 2415 kanat profillerinin HAD analizleri Ansys Fluent programı kullanılarak yapılmıştır. Deniz seviyesi koşulları için, akışkanın sıkıştırılamaz ve çözümlerin zamandan bağımsız olduğu kabul edilerek, farklı hücum açıları ve Reynolds sayılarında kanat profillerinin kaldırma ve sürükleme katsayıları HAD analizleri sonucunda elde edilmiştir. Türbülans modeli olarak Reynolds sayısı 5×10^4, 1×10^5 ve 2×10^5 için geçişli SST (Transition SST) türbülans modeli ve 5×10^5 ve 1×10^6 Reynolds sayıları için ise k-ω SST türbülans modeli seçilmiş ve laminer bir akışı simüle edebilmek için ise analizlerde türbülans yoğunluğu T=%0.1 alınmıştır. Kanat profili etrafında oluşan türbülanslı akış, farklı Reynolds sayıları ve hücum açıları için yorumlanmıştır. Reynolds sayılarının ve hücum açılarının değişimine göre de kanat profilleri üzerinde türbülansa geçiş bölgeleri incelenmiştir. Hücum açısı arttıkça akışı laminer kabul etmenin makul olmadığı analiz sonuçlarında görülmektedir.

SEMBOLLER

AOA	Hücum açısı [°]
C_L	Kaldırma katsayısı
C_L/C_D	Kaldırma/Sürükleme oranı
C_D	Sürükleme katsayısı
p	Basınç [Pa]
Re	Reynolds sayısı (Reynolds number) [= ρVc/μ]
t	Zaman [s]
V	Hız [m/s]
y+	Duvar birim mesafesi
ρ	Yoğunluk [kg/m³]
μ	Dinamik viskozite [kg/(m·s)]
μ_t	Türbülans viskozitesi [kg/(m·s)]
T	Matrisin transpozunu (transpose)
k	Türbülans kinetik enerjisi (m²/s²)
ω	Özgül türbülans dağılım hızı (1/s)

KAYNAKLAR

Airfoil Aerodynamics Tutorial - NACA 0012 - HAD SUPPORT. https://www.HADsupport.com/airfoil-aerodynamics-tutorial-naca-0012.html adresinden 17 Aralık 2024 tarihinde alınmıştır.

Alammari, M., Shaikh, G. M., Memon, A. A., El-Ghareeb, T. H., & Fenta, A. (2024). Numerical analysis on performance evaluation of photovoltaic thermal systems using ternary hybrid nanofluids and forced convection around copper cylinders. Results in Engineering, 24. https://doi.org/10.1016/j.rineng.2024.103139

Cang, J., Sun, H., Zou, J., Wan, L., & Zan, L. (2023). Numerical study on the effect of airfoil attack angle and height on the resistance reduction of the planing trimaran. Ocean Engineering, 285. https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2023.115405

Caron, C., Lauret, P., & Bastide, A. (2025). Machine Learning to speed up Computational Fluid Dynamics engineering simulations for built environments: A review. In Building and Environment (Vol. 267). Elsevier Ltd. https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2024.112229

Cousteix, J. (2001). Aircraft Aerodynamic Boundary Layers.

Fakhari, S. M., & Mrad, H. (2024). Aerodynamic shape optimization of NACA airfoils based on a novel unconstrained conjugate gradient algorithm. Journal of Engineering Research (Kuwait). https://doi.org/10.1016/j.jer.2024.07.020

Ganesh Ram, R. K., Cooper, Y. N., Bhatia, V., Karthikeyan, R., & Periasamy, C. (2014). Design optimization and analysis of NACA 0012 airfoil using computational fluid dynamics and genetic algorithm. Applied Mechanics and Materials, 664, 111–116. https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMM.664.111

Gölcük, A. I., & Erbaş, M. (2020). Düşük Reynolds sayılarında NACA 0012 kanat profilinin k-ω SST türbülans modeli kullanılarak hesaplamalı akışkanlar dinamiği ile modellenmesi. https://www.researchgate.net/publication/381376434

Görgülü, Y. F., Özgür, M. A., & Köse, R. (2021). HAD Analysis of a Naca 0009 Aerofoil at a Low Reynolds Number. Politeknik Dergisi, 24(3), 1237–1242. https://doi.org/10.2339/politeknik.877391

Hall, N. (2021, May 13). Navier-Stokes Equations. https://www.grc.nasa.gov/www/k-12/airplane/nseqs.html

Hossain, M. S., Ferdous Raiyan, M., Nasir, M., Akanda, U., & Jony, H. (2014). aA comparatıve flow analysıs of NACA 6409 and NACA 4412 aerofoıl. In IJRET: International Journal of Research in Engineering and Technology. http://www.ijret.org

Jiang, L., Bessagnet, B., Meleux, F., Couvidat, F., & Tognet, F. (2022). Improvement of the vertical mixing in chemistry transport modeling based on a 1.5-order turbulence kinetic energy-based eddy diffusivity Closure scheme. Atmospheric Research, 279. https://doi.org/10.1016/j.atmosres.2022.106394

Khan, S. A., Bashir, M., Baig, M. A. A., & Ali, F. A. G. M. (2020). Comparing the effect of different turbulence models on the HAD predictions of NACA0018 airfoil aerodynamics. HAD Letters, 12(3), 1–10. https://doi.org/10.37934/HADl.12.3.110

K-Omega Turbulence Models | Global Settings | SimScale. (2024, December 2). https://www.simscale.com/docs/simulation-setup/global-settings/k-omega-sst/

Kulshreshtha, A., Gupta, S. K., & Singhal, P. (2019). FEM/HAD analysis of wings at different angle of attack. Materials Today: Proceedings, 26, 1638–1643. https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.02.342

Kumar Vandrangi, S. (2022). Aerodynamıc characteristics of NACA 0012 airfoil by had analysis. In Issue 1 Journal of Airline Operations and Aviation Management (Vol. 1). http://jaoam.com/

Liu, Y., & Yin, Y. (2024). Numerical investigation of unsteady aerodynamics on a grooved NACA 4415 airfoil. Renewable Energy, 237. https://doi.org/10.1016/j.renene.2024.121567

Mahato, A., Kant Singh, R., Barnwal, R., & Chandra Rana, S. (2023). Aerodynamic characteristics of NACA 0012 vs. NACA 4418 airfoil for wind turbine applications through HAD simulation. Materials Today: Proceedings. https://doi.org/10.1016/j.matpr.2023.05.439

Menter, F. R., Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications, AIAA Journal, Vol. 32, No. 8, August 1994, pp. 1598-1605, https://doi.org/10.2514/3.12149

Menter, F. R., Langtry, R., and Volker, S., Transition Modelling for General Purpose CFD Codes, Flow, Turbulence and Combustion, Vol. 77, No. 1, Nov. 2006, pp. 277-303, https://doi.org/10.1007/s10494-006-9047-1

Pranesh, C., Sivapragasam, M., & Deshpande, M. D. (2014). Aerodynamic characteristics of flow past NACA 0008 airfoil at very low Reynolds numbers. Journal of Aerospace Sciences & Technologies, 66.

Pranto, M. R. I., & Inam, M. I. (2020). Numerical Analysis of the Aerodynamic Characteristics of NACA-4312 Airfoil. Journal of Engineering Advancements, 01(02), 29–36. https://doi.org/10.38032/jea.2020.02.001

Rayhan, A. M., Hossain, M. S., Mim, R. H., & Ali, M. (2024). Computational and experimental study on the aerodynamic performance of NACA 4412 airfoil with slot and groove. Heliyon, 10(11). https://doi.org/10.1016/j.heliyon.2024.e31595

Rocha, P. A. C., Rocha, H. H. B., Carneiro, F. O. M., da Silva, M. E. V., & de Andrade, C. F. (2016). A case study on the calibration of the k-ω SST (shear stress transport) turbulence model for small scale wind turbines designed with cambered and symmetrical airfoils. Energy, 97, 144–150. https://doi.org/10.1016/j.energy.2015.12.081

Rogowski, K., Hansen, M. O. L., & Bangga, G. (2020). Performance analysis of a h-darrieuswind turbine for a series of 4-digit NACA airfoils. Energies, 13(12). https://doi.org/10.3390/en13123196

Shabur, A., Hasan, A., & Ali, M. (2021). Comparison of Aerodynamic Behaviour between NACA 0018 and NACA 0012 Airfoils at Low Reynolds Number Through HAD Analysis. Advancement in Mechanical Engineering and Technology, 3, 1–8. https://doi.org/10.5281/zenodo.4003677

Sharma, S. (2016). An Aerodynamic Comparative Analysis of Airfoils for Low-Speed Aircrafts. 11. www.ijert.org

Srishti, Paras, & Kumar, A. (2024). ANSYS Fluent-HAD analysis of a continuous single-slope single-basin type solar still. Green Technologies and Sustainability, 2(3), 100105. https://doi.org/10.1016/j.grets.2024.100105

Thakur, G., & Choudhary, N. (2020). Comparative study of symmetrical Vs asymmetrical Vs semi-symmetrical airfoils. WEENTECH Proceedings in Energy, 193–205. https://doi.org/10.32438/wpe.0602164

Yılmaz, M., Köten, H., Çetinkaya, E., & Coşar, Z. (2018). A comparative HAD analysis of NACA0012 and NACA4412 airfoils. Journal of Energy Systems, 2(4), 145–159. https://doi.org/10.30521/jes.454193

Yousefi, K., & Razeghi, A. (2018). Determination of the critical reynolds number for flow over symmetric NACA airfoils. AIAA Aerospace Sciences Meeting, 2018. https://doi.org/10.2514/6.2018-0818

Zhang, Y., Zhou, Z., Wang, K., & Li, X. (2020). Aerodynamic characteristics of different airfoils under varied turbulence intensities at low Reynolds numbers. Applied Sciences (Switzerland), 10(5). https://doi.org/10.3390/app10051706

Zhao, P., Quan, Q., Chen, S., Yang, T., Bai, D., Tang, D., & Deng, Z. (2019). Geometry shape selection of NACA airfoils for Mars rotorcraft. Acta Astronautica, 157, 300–309. https://doi.org/10.1016/j.actaastro.2018.12.026

HİDROELEKTRİK SANTRALLERDE KULLANILAN KELEBEK TİPİ VANANIN AKIŞ KARAKTERİNİN SAYISAL OLARAK İNCELENMESİ

Berkin AYAZ*, Salih KARAASLAN*
*Gazi Üniversitesi Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü,
06570 Çankaya, ANKARA, berkinayaz43@gmail.com, karaaslansalih@gazi.edu.tr

Özet: Eksantrik kelebek vanalar, diskin merkez ekseninden kaydırılmasıyla tasarlanan ve akışkan kontrolünde yüksek sızdırmazlık, düşük aşınma avantajı sağlayan vana türleridir. Bu çalışmada, bir hidroelektrik santralin türbin girişine yerleştirilmesi planlanan DN1000 çapında, PN10 basınç sınıfındaki çift eksantrik kelebek vananın farklı açıklık oranlarındaki akış karakteristiği sayısal yöntemlerle analiz edilmiştir. Santral sahası için belirlenen akış koşulları 33 metre net düşü ve 3.3 m³/s debi değerlerine dayanmaktadır. Sayısal analizler ANSYS Fluent yazılımı kullanılarak gerçekleştirilmiş, farklı açıklık açılarında basınç dağılımları, hız konturları, türbülans yapıları ve girdap oluşumları incelenmiştir. Ayrıca, vana üzerine etkiyen kuvvet ve moment değerleri kullanılarak akış katsayısı (C_v), direnç katsayısı (ζ) ve hidrodinamik kuvvet katsayıları hesaplanmıştır. Analiz sonuçlarına göre, düşük açılma oranlarında vana çıkışında ters yönlü girdapların oluştuğu, açıklığın artmasıyla birlikte bu yapıların ortadan kalktığı gözlemlenmiştir. Açılma yüzdesi arttıkça vana üzerindeki basınç düşüşü ve akış direnci azalmıştır. Elde edilen bulgular, kelebek vanaların hidroelektrik santral gibi enerji sistemlerindeki performansını değerlendirmek ve tasarımını optimize etmek açısından önemli bilgiler sunmaktadır.
Anaktar Kelimeler: Hidroelektrik santral, eksantrik kelebek vana, sayısal akış analizi

NUMERICAL INVESTIGATION OF THE FLOW CHARACTERISTICS OF BUTTERFLY TYPE VALVE USED IN HYDROELECTRIC POWER PLANTS

Abstract: Eccentric butterfly valves are control devices designed by offsetting the disk from the central axis, providing enhanced sealing performance and reduced wear due to minimal contact between the disk and seat. This study presents a numerical investigation of the flow characteristics of a double-offset butterfly valve intended for use at the turbine inlet of a hydroelectric power plant. The valve used in the study is rated DN1000 and PN10. Flow conditions are determined based on field parameters, with a net head of 33 meters and a flow rate of 3.3 m³/s. Simulations were conducted using ANSYS Fluent to evaluate flow behavior at various valve opening positions. Pressure distributions, velocity profiles, vortex formations, and turbulent structures were analyzed for each opening angle. Additionally, flow coefficient (C_v), pressure loss coefficient (ζ), and hydrodynamic force coefficients were calculated based on the forces and moments acting on the valve. The results showed that reverse vortices occurred at low opening angles, especially 10° and 30°, and disappeared when the opening reached 45° or more. As the valve opened further, flow resistance and pressure drop decreased. These findings contribute to a better understanding of the hydraulic performance of butterfly valves and are useful for optimizing their use in energy systems like hydroelectric power plants.
Keywords: Hydroelectric power plant, eccentric butterfly valve, numerical flow analysis

GİRİŞ

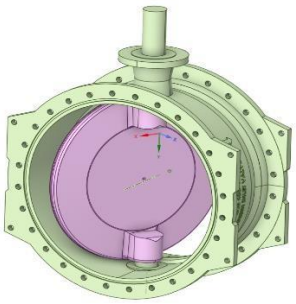
Yenilenebilir enerji kaynaklarının önem kazandığı günümüzde, hidroelektrik santraller hem çevresel sürdürülebilirlik hem de yüksek enerji verimliliği açısından kritik bir rol üstlenmektedir. Bu santrallerde, türbin sistemlerinin güvenli ve kontrollü çalışmasını sağlayan en önemli donanımlardan biri giriş vanalarıdır. Giriş vanaları, sistem devreye alınmadan önce türbinin korunmasını, gerektiğinde akışın hızlıca kesilmesini ve bakım sırasında güvenliğin sağlanmasını mümkün kılar. Bu nedenle, vana tasarımı ve akış performansı, hidroelektrik santrallerin işletme güvenliği açısından büyük önem arz etmektedir (Bejan, A. 1988; Advanced Engineering Thermodynamics. Wiley). Kelebek vanalar, diğer vana türlerine kıyasla daha az yer kaplamaları, daha düşük işletme torku gerektirmeleri ve daha hızlı açılıp kapanma özellikleriyle öne çıkar. Ancak klasik kelebek vanalar, yüksek basınçlı sistemlerde sızdırmazlık sorunları, aşınma ve akıştan kaynaklanan dengesizlikler

nedeniyle sınırlı verimlilik gösterebilir. Bu problemlerin çözümüne yönelik olarak geliştirilen eksantrik kelebek vanalar, diskin dönme ekseninin vana gövdesinden kaydırılmasıyla sızdırmazlık yüzeyiyle olan temasın yalnızca kapanma anında gerçekleşmesini sağlar. Böylece hem sürtünme kuvveti azalır hem de conta ömrü uzar (Kapre, A. V., & Dodia, Y. 2015; "Flow Analysis of Butterfly Valve Using CFD," International Journal of Engineering Research) (Žic, E., Banko, P., & Leśnik, L. 2020)

Özellikle çift eksantrik kelebek vanalar (double offset butterfly valves), diskin hem yatayda (vana miline göre) hem de düşeyde (conta yüzeyine göre) eksenel olarak kaydırılması ile tasarlanır. Bu yapı, diskin conta yüzeyine açılı olarak yaklaşmasını ve temasın yalnızca son kapanma anında olmasını sağlar. Bu sayede vananın aşınması minimuma inerken, yüksek basınç ve debi koşullarında güvenli çalışması mümkün olur. (Li, S., Ma, T., Yu, M., & Lei, Z. 2023) Literatürde yapılan çalışmalar, çift eksantrik kelebek vanaların özellikle büyük çaplı boru hatlarında ve hidroelektrik santrallerde tercih edildiğini göstermektedir (Hong, S. et al. 2016).

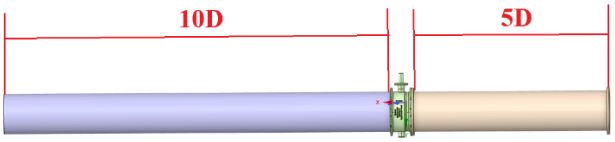
Akışkanlar dinamiği alanında son yıllarda sayısal analiz yöntemlerinin gelişmesiyle birlikte, vana tasarımları ve akış karakteristiklerinin hesaplamalı akışkanlar dinamiği (HAD / CFD) yazılımları ile modellenmesi yaygınlaşmıştır. Bu yöntemler, deneysel çalışmalara kıyasla hem zaman hem maliyet açısından avantaj sağlamaktadır (Tu, J., Yeoh, G. H., & Liu, C. 2018; Computational Fluid Dynamics: A Practical Approach, 3rd ed.CFD) analizleri, vana içerisindeki hız dağılımları, türbülans alanları, basınç düşüşleri ve girdap oluşumlarının üç boyutlu olarak gözlemlenmesini ve optimize edilmesini mümkün kılmaktadır. Bununla birlikte, zamana bağlı analizler ile diskin açılma-kapanma süreci boyunca oluşan hidrodinamik kuvvet ve momentler de hesaplanabilmektedir. (Ahn, H., & Park, J. 2012),(Mohsen, A. 2021)

Sayısal modelleme aşamasında, vananın çevresindeki akışın doğru şekilde temsil edilebilmesi için giriş ve çıkış borularının boyutlandırılması EN 1267:2012 standardına uygun olarak gerçekleştirilmiştir. EN 1267:2012 standardı, endüstriyel vana sistemlerinde basınç kaybı karakteristiklerinin belirlenmesinde kullanılan deneysel kuralları tanımlar ve özellikle vana çevresindeki düz boru uzunluklarının akışın gelişimi üzerindeki etkisine dikkat çeker. Standart, türbülanslı rejimde stabil bir akış profili elde edebilmek amacıyla, vana öncesinde (giriş tarafında) düz boru uzunluğunun vananın nominal çapının (DN) en az 10 katı, vana sonrasında (çıkış tarafında) ise en az 5 katı olacak şekilde düzenlenmesini önermektedir. Bu gereklilikler, özellikle vana civarında oluşabilecek ikincil akışlar, ayrılma bölgeleri ve türbülans geçiş bölgelerinin simülasyon sonuçlarını etkilememesi açısından büyük önem taşır. Analizlerde kullanılan DN1000 PN10 kelebek vananın CAD görünümü Şekil.1'de verilmiştir.



Şekil 1. Analizde kullanılan DN1000 PN10 kelebek vana

Bu doğrultuda, yapılan sayısal analizlerde DN1000 çapındaki kelebek vananın girişine 10.000 mm (10D), çıkışına ise 5.000 mm (5D) uzunluğunda düz boru kesitleri tanımlanmıştır. Bu düz borular, vana çevresinde gelişen akışın tam olarak oturmasını sağlamış ve analiz sonuçlarının standarda uygun şekilde değerlendirilmesine olanak tanımıştır. Bu yaklaşım, vanaya girişte parabolik hız profilinin elde edilmesi ve çıkışta oluşabilecek geri tepkilerin azaltılması açısından da kritik rol oynamaktadır. Böylece, hesaplanan basınç düşüşü, direnç katsayısı (ζ) ve hidrodinamik kuvvetler gibi parametrelerin güvenilirliği artırılmıştır. Analizi yapılan sistemin boru hatları ile birlikte model görünümü Şekil.2'de verilmiştir.



Şekil 2. Analiz gerçekleştirilen sistemin model görünümü

MATERYAL VE METOD

Bu çalışmada incelenen vana, bir hidroelektrik santralde türbin giriş vanası olarak kullanılmak üzere tasarlanmış, çift eksantrik (double offset) bir kelebek vanadır. Vana, DN1000 nominal çapa ve PN10 basınç sınıfına sahiptir. Çift eksantrik yapı sayesinde disk, hem yatayda (gövde merkez ekseninden) hem de düşeyde (sızdırmazlık yüzey ekseninden) kaydırılmıştır. Bu konfigürasyon, diskin sızdırmazlık contasıyla sadece kapanma anında temas etmesini sağlayarak hem sürtünmeyi hem de conta aşınmasını minimize eder. Bu sayede, yüksek basınçlı ve yüksek debili sistemlerde daha uzun ömürlü ve güvenli bir akış kontrolü sağlanabilir. İlgili hidroelektrik santral sahasından elde edilen işletme verilerine göre, türbin girişindeki net düşü 33 metre, debi ise 3.3 m^3/s olarak belirlenmiştir. Bu değerlere uygun olarak analizlerde kullanılacak vana boyutlandırması yapılmış ve çalışma sınırları belirlenmiştir. Vana sistemi, Francis türbini ile çalışan bir santral için tasarlandığından, türbinin hidrolik gereksinimlerine uygun şekilde modellenmiştir.

Sayısal akış analizlerinin doğru sonuçlar verebilmesi için vana giriş ve çıkış bölgelerinde yeterli düz boru uzunluğu tanımlanması büyük önem taşır. Bu bağlamda EN

1267:2012 standardı referans alınarak, vana öncesine DN x 10 = 10.000 mm, vana sonrasına ise DN x 5 = 5.000 mm düz boru uzunluğu tanımlanmıştır. EN 1267 standardı, vana üzerindeki basınç düşüşü, direnç katsayısı ve akış karakteristiğinin doğru şekilde modellenebilmesi için türbülans gelişiminin bozulmadan devam etmesini şart koşmaktadır. Bu nedenle, düz boru uzunluklarının sağlanması simülasyon güvenilirliği açısından kritik öneme sahiptir.

Akış alanı, ANSYS Fluent yazılımı içerisinde oluşturulmuş ve hacimsel ağ yapısı (mesh) tetrahedral hücre yapısında tanımlanmıştır. Özellikle disk etrafında oluşabilecek sınır tabaka akışları ve girdap yapılarının hassas çözümlenebilmesi amacıyla bu bölgelerde yerel ağ yoğunluğu artırılmış, toplamda 1.4 ila 1.5 milyon arası hücre kullanılmıştır. Bu çalışmada kelebek vananın farklı açıklık açıları (örneğin 10°, 20°, 30°, 40°, 50°, 60°, 70°, 80° ve 90°) için gerçekleştirilen akış analizlerinde, her bir konfigürasyon için uygun ve hassas sonuçlar elde edebilmek için yapılandırılmış (structured/unstructured) ağ yapıları oluşturulmuştur. Sayısal analizlerde akışın sınır tabaka bölgelerinde daha doğru modellenebilmesi amacıyla, duvar yakınındaki hücrelerde gelişmiş duvar modellemesi uygulanmıştır. Bu bağlamda, duvar bölgelerinde "Enhanced Wall Treatment" (EWT) opsiyonu aktif hale getirilmiştir. Enhanced Wall Treatment, hem düşük y^+ değerine sahip ince ağ yapılarına hem de daha kaba ağ yapılarında ortaya çıkan yüksek y^+ değerlerine uyum sağlayabilecek şekilde tasarlanmış melez bir yaklaşımı temsil etmektedir. Bu yöntem, hem logaritmik bölge hem de viskoz alt tabaka bölgesinde geçerli çözümler üreterek, özellikle near-wall (duvar yakın) bölgelerdeki hız gradyanları, türbülans üretimi ve kayma gerilmelerinin daha hassas hesaplanmasını sağlar.

Bu çalışmada zamandan bağımsız ve zamana bağlı çalışmalar yapılmıştır. Zamandan bağımsız (steady-state) analizlerde, türbülans modeli olarak "Realizable k-ε" modeli tercih edilmiştir. Zamana bağlı (transient) analizlerde türbülans modeli olarak Shear Stress Transport (SST) k-ω modeli tercih edilmiştir. Bu kapsamda yapılan transient analizlerde, zaman adımı 0.001 s olarak belirlenmiş, çözümde second-order implicit zaman ayrıklaştırma yöntemi kullanılmıştır. Vana diski, kullanıcı tanımlı fonksiyon (UDF) aracılığıyla belirli açısal hızda hareket ettirilmiş ve açılma süreci boyunca oluşan hız alanı, basınç dağılımı ve hidrodinamik kuvvetler SST k-ω modelinin avantajlarıyla birlikte başarıyla analiz edilmiştir. Zamana bağlı analizlerde vana disk hareketinin akış alanına etkisini doğru bir şekilde temsil edebilmek amacıyla, sayısal çözümde "overset mesh" (örtüşen ağ) yöntemi kullanılmıştır. Overset mesh yöntemi, hareketli ve sabit bölgelerin ayrı ayrı tanımlanarak çözüm alanı içerisinde birbirleriyle örtüşmesine olanak tanır. Bu yöntemde, hareketli disk için bağımsız bir mesh alanı tanımlanmış ve bu alan, sabit akış hacmiyle örtüşecek şekilde konumlandırılmıştır. Çözüm sırasında iki ağ arasında bilgi alışverişi interpolasyon yoluyla gerçekleştirilmiş, böylece disk hareket ettikçe akış alanı yeniden yapılandırılmadan, sürekli ve kararlı bir çözüm elde edilmiştir. Overset mesh yöntemi, özellikle büyük açısal yer değiştirme içeren vana sistemlerinde klasik deformasyon tabanlı dinamik ağ (dynamic mesh) yöntemlerine kıyasla daha kararlı ve hassas sonuçlar sunmaktadır. Bu yaklaşım sayesinde disk, 0° ila 90° arasında sürekli olarak döndürülmüş; bu süreçte oluşan hız değişimleri, akış ayrılmaları ve türbülans yapıları hassas şekilde çözümlenmiştir. Ayrıca, overset mesh yöntemi ile çözüm kararlılığı korunmuş, hesaplama süresi optimize edilmiş ve ağ kalitesinde bozulma meydana gelmemiştir. Giriş sınır koşulu olarak, hedef debiye (3.3 m^3/s) karşılık gelen hacimsel debi değerinden hesaplanan ortalama hız değeri uygulanmıştır. Çıkış sınırında atmosfer basıncı (0 Pa gauge) tanımlanmıştır. Tüm katı yüzeylerde kaymayan duvar (no-slip wall) sınır koşulu uygulanmıştır. Türbülans giriş yoğunluğu %5, türbülans viskozite oranı 10 olarak atanmıştır. Çözümde basınç-hız bağlaştırması için SIMPLE algoritması tercih edilmiş, uzamsal ayrıklaştırmada ikinci dereceden şemalar kullanılmıştır. Her çözüm adımında artık değerlerinin 10^{-5} mertebesinin altına düşmesi yakınsama kriteri olarak kabul edilmiştir. Transient analizlerde çözüm kararlılığını sağlamak adına second-order implicit zaman ayrıklaştırma şeması tercih edilmiştir.

Bu çalışmada, kontrol vanasının farklı açıklık açılarına bağlı olarak akış davranışı sayısal yöntemlerle incelenmiştir. Gerçekleştirilen hesaplamalar, ANSYS Fluent yazılımı kullanılarak yapılmış; vana açıklık açısı 0° ile 90° arasında, her 10° artışla değerlendirilmiştir. Her bir açıklık için vana giriş ve çıkış sınırlarında izlenen basınç farkları, yazılım ortamında tanımlanan "report definition" fonksiyonu aracılığıyla elde edilmiş; bu farklardan vana boyunca meydana gelen basınç düşüşü (ΔP) hesaplanmıştır. Basınç düşüşü aşağıdaki bağıntı ile tanımlanmıştır:

$$\Delta P = P_{Giriş} - P_{Çıkış} \quad (1)$$

Elde edilen ΔP değerleri kullanılarak vana karakteristiğini ifade eden akış katsayısı (Kv) ve akışkan direnç katsayısı (ζ) hesaplanmıştır. Bu hesaplamalarda EN 1267:2012 standardı referans alınmıştır. Akış katsayısı (Kv), vanadan belirli bir basınç düşüşü altında geçen debiyi karakterize eden bir parametredir ve denklem (2) ile hesaplanmaktadır:

$$K_v = q_v \sqrt{\frac{\rho}{\Delta p_v \rho_o}} \quad (2)$$

Burada: q_V, debi olup, birim olarak saatte metreküp (m^3/h) cinsindendir. ρ, suyun yoğunluğudur ve kilogram/metreküp (kg/m^3) cinsinden ifade edilir. ρ_o, 15 °C sıcaklıktaki suyun yoğunluğudur, birimi yine kilogram/metreküp (kg/m^3) şeklindedir. Δp_V, vanadaki basınç kaybıdır ve bar cinsinden ifade edilir. Amerikan

literatüründe yaygın olarak kullanılan akış katsayısı Cv ile Avrupa standardındaki Kv katsayısı arasındaki ilişki denklem (3) ile ifade edilir:

$$C_v = 1{,}16 \times K_v \quad (3)$$

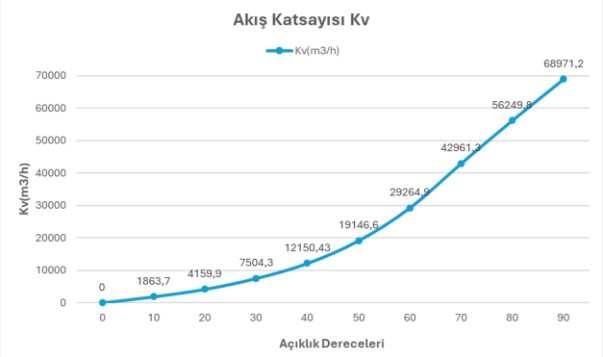
Diğer taraftan, vana içerisinde oluşan enerji kayıplarını temsil eden akışkan direnç katsayısı (ζ), denklem (4) bağıntısı ile hesaplanmıştır:

$$\zeta = \frac{2 \times \Delta p_v}{\rho \times u^2} \quad (4)$$

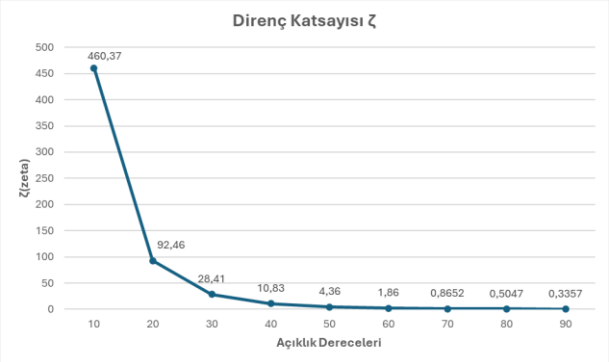
Burada: Δp_v: Vanadaki basınç düşüşü, Pascal (Pa) cinsindendir. (1 Pa = 10^{-5} bar) u, ortalama akışkan hızı, metre/saniye (m/s) cinsindedir. ρ, suyun yoğunluğu, kg/m³ cinsindedir. Zeta katsayısını doğru şekilde hesaplayabilmek için ortalama akışkan hızı (u) denklem (5) ile hesaplanır:

$$u = \frac{q \times 10^6}{(\frac{\pi \times D^2}{4})} \quad (5)$$

Vananın her 10°'lik vana açıklığında elde akış katsayısı ve direnç katsayısı değişimleri sırasıyla Şekil.3 ve Şekil.4'de verilmiştir.



Şekil 3. Akış katsayısı K_v, açıklık derecelerine göre grafiği



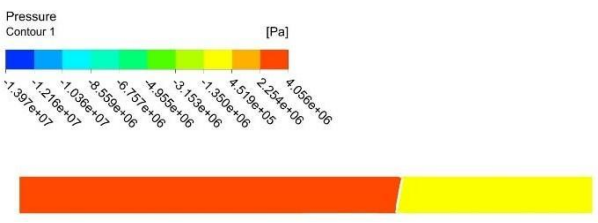
Şekil 4. Direnç katsayısı ζ, açıklık derecelerine göre grafiği

Kelebek vananın açıklık derecesine bağlı olarak değişen hidrolik performansı, direnç katsayısı (ζ) üzerinden değerlendirilmiştir. Yapılan zamandan bağımsız sayısal analizlerde, vana açıklığı 10° ile 90° arasında, her 10°'lik artışla incelenmiş ve her açıklık konumu için ζ değerleri hesaplanmıştır. Elde edilen sonuçlar, açıklık derecesi arttıkça vana üzerindeki hidrolik direncin belirgin şekilde azaldığını ortaya koymuştur. Bu durum, kelebek vanaların akışa karşı gösterdiği direncin doğrudan vana açıklığı ile ilişkili olduğunu ve bu ilişkinin doğrusal olmayan, ters orantılı bir yapıya sahip olduğunu göstermektedir. Özellikle düşük açıklık derecelerinde (10°–30°), ζ değerinde hızlı ve büyük oranlı bir azalma gözlenmiştir. 10° açıklıkta 460,37 olan direnç katsayısı, 20°'de 92,46'ya, 30°'da ise 28,41'e düşmüştür. Bu keskin düşüş, vananın neredeyse kapalı konumdan yarı açık pozisyona geçişinde akışa karşı gösterdiği direncin önemli ölçüde azaldığını ve bu aralıkta yüksek hidrolik kayıpların oluşabileceğini ortaya koymaktadır. Orta açıklık değerlerinde (40°–60°), direnç katsayısı düşmeye devam etmekle birlikte, değişim daha sınırlı hale gelmiştir. 40° açıklıkta ζ = 10,83, 50°'de 4,36, 60°'ta ise 1,86 olarak hesaplanmıştır. Bu eğilim, açıklığın artmasıyla birlikte akışın daha düzenli bir yapı kazandığını ve türbülans etkilerinin azaldığını göstermektedir. Buna bağlı olarak, vana kaynaklı enerji kayıpları da bu açıklık aralığında ciddi şekilde azalmaktadır. Yüksek açıklık derecelerinde (70°–90°), ζ değerleri oldukça düşük seviyelere inmiş ve göreli olarak sabit hale gelmiştir. 70°'de 0,8652, 80°'de 0,5047 ve 90°'da 0,3357 olarak hesaplanan bu değerler, vana açıklığının artmasıyla akış yüzeyinden sapmanın azaldığını ve akışkanın vana içerisinden minimum dirençle geçtiğini göstermektedir. Bu durum, sistemdeki basınç kaybının ve enerji tüketiminin en aza indiği açıklık aralığını temsil etmektedir. Akış katsayısı ve direnç katsayısına ait tüm değerler Tablo.1'de verilmiştir.

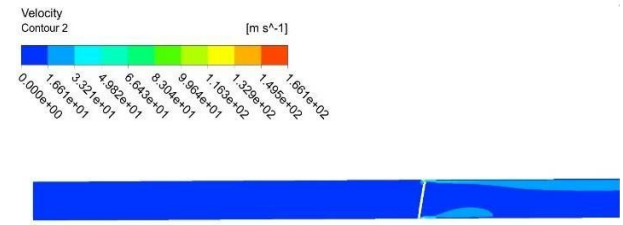
Tablo 1. Hesaplama sonuçlarına göre basınç farklı, ζ, Kv ve Cv

Açılar	ΔP (Pa)	ΔP (Bar)	Direnç Katsayısı ζ(zeta)	Akış Katsayısı Kv(m3/h)	Akış Katsayısı Cv
10	4052638,744	40,52638744	460,37298	1863,7	2161,892
20	813940,5738	8,139405738	92,4684	4159,9	4825,484
30	250114,04	2,5011404	28,4144	7504,3	8704,988
40	95407,735	0,95407735	10,8388	12150,4	14094,464
50	38422,291	0,38422291	4,3649	19146,6	22210,056
60	16446,294	0,16446294	1,8646	29264,9	33947,284
70	7631,388	0,076313889	0,8652	42961,3	49835,108
80	4452,2253	0,044522253	0,5047	56249,8	65249,768
90	2961,316	0,029613161	0,3357	68971,2	80006,592

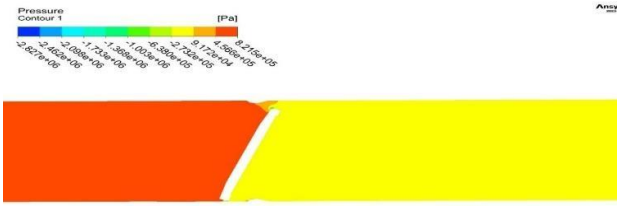
Kelebek vananın 10'ar derecelik açıklık pozisyonlarında oluşan akış karakteristikleri incelenmiştir. Bu çalışma kapsamında zamandan bağımsız analizlerin yapıldığı aşamada ilk 30º vana açıklık konumlarında elde edilen basınç ve hız kontürleri Şekil.5-Şekil.7'de verilmiştir.



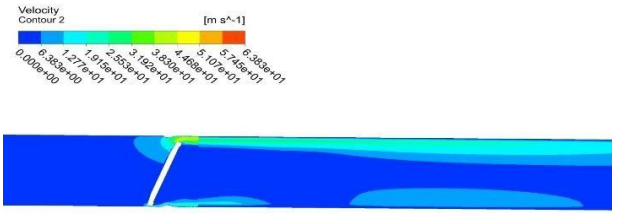
Şekil 5a. Basınç konturu (10°)



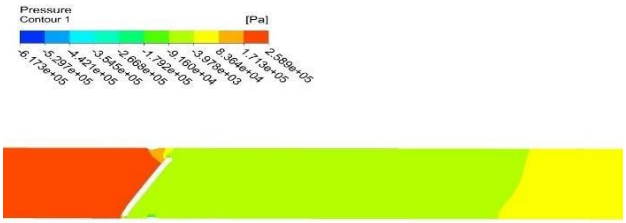
Şekil 5b. Hız konturu (10°)



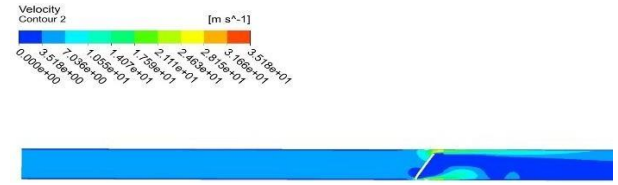
Şekil 6a. Basınç konturu (20°)



Şekil 6b. Hız konturu (20°)

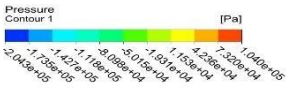


Şekil 7a. Basınç konturu (30°)



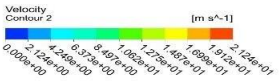
Şekil 7b. Hız konturu (30°)

10° açıklıktaki basınç konturu incelendiğinde, vana diskinin akışı ciddi şekilde daralttığı ve sistemin neredeyse kapalı konumda çalıştığı görülmektedir. Bu durumda giriş tarafında yaklaşık 4×10^6 Pa seviyesinde yüksek basınç oluşurken, vana çıkışında ani bir düşüş meydana gelmiş ve lokal olarak negatif basınç değerlerine ulaşılmıştır. Bu keskin basınç gradyanı, dar geçiş nedeniyle ortaya çıkan yüksek enerji kayıplarının ve türbülans oluşumunun göstergesidir. Vana kanadının oluşturduğu daralma, kanat çevresinde akış hızının artmasına neden olmuş; çıkış bölgesinde ise akışın yeniden yapılanma sürecine girmesiyle birlikte türbülans etkilerinin sürdüğü gözlemlenmiştir. Bu akış davranışı, düşük açıklık derecelerinde basınç kayıplarının ciddi boyutlara ulaşabileceğini ve vana etrafında karmaşık akış yapılarının geliştiğini ortaya koymaktadır. 20° açıklıktaki basınç konturu incelendiğinde, vana girişinde yüksek basınç alanları, çıkışta ise belirgin bir basınç düşüşü gözlemlenin devam ettiği anlaşılmaktadır. Bu durum, vananın akışa karşı hâlâ önemli bir direnç oluşturduğunu ve bu nedenle sistemde kayda değer bir basınç farkı oluştuğunu göstermektedir. Açıklık artmasına rağmen, vana diski akışı kısıtlamaya devam etmekte ve disk çevresinde hızlanmaya yol açmaktadır. Vana çıkışında akış yapısı hâlâ tam olarak oturmamış olup, türbülans etkileri ve yüksek hızlı bölgeler devam etmektedir. Bu da, enerji kayıplarının ve düzensiz akış davranışının 20° açıklıkta da sürdüğünü göstermektedir. 10° açıklığa kıyasla, akış alanındaki hız dağılımı ve basınç gradyanındaki değişimi, vananın artan açıklıkla nasıl davrandığını değerlendirmek açısından kritik öneme sahiptir. 30° açıklıkta elde edilen basınç konturu, vana girişinde yüksek statik basınç bölgeleri oluştuğunu, çıkışta ise belirgin bir basınç düşüşü meydana geldiğini göstermektedir. Hız konturu incelendiğinde, girişte düşük ve düzgün bir hız profili gözlemlenirken, disk yakınında kesit daralması nedeniyle hızın arttığı tespit edilmiştir. Vana çıkışında genel hız düşse de, türbülans etkisiyle kanat arkasında lokal yüksek hızlı bölgeler oluşmaya devam etmektedir. Bu gözlemler, 30° açıklıkta vananın akış üzerinde hâlen hızlandırıcı ve türbülans oluşturan etkisini sürdürdüğünü göstermektedir. Vananın 40º-50º ve 60º vana açıklık konumlarında elde edilen basınç ve hız kontürleri Şekil.8-Şekil.10'da verilmiştir.



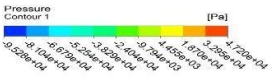


Şekil 8a. Basınç konturu (40°)



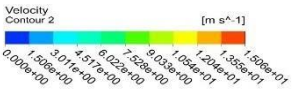


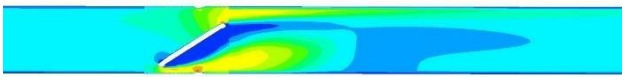
Şekil 8b. Hız konturu (40°)



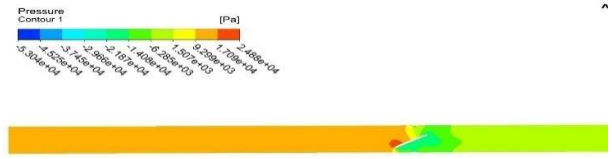


Şekil 9a. Basınç konturu (50°)

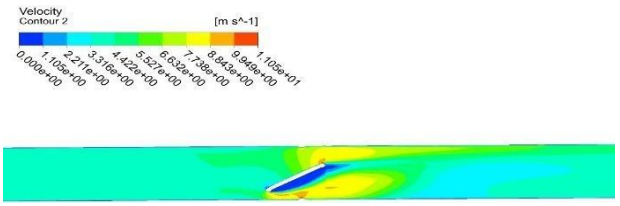




Şekil 9b. Hız konturu (50°)



Şekil 10a. Basınç konturu (60°)

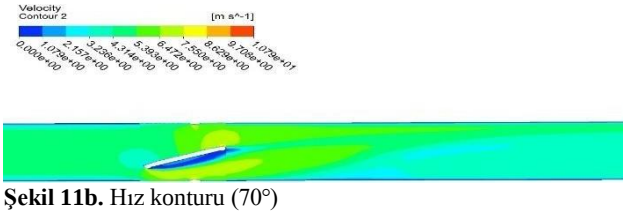


Şekil 10b. Hız konturu (60°)

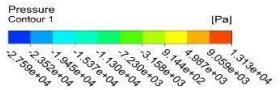
40° ve 50° açıklıkta elde edilen basınç konturleri, vana girişinde hâlen yüksek basınç bölgelerinin mevcut olduğunu ve geçişle birlikte belirgin bir basınç düşüşü yaşandığını göstermektedir. Bu, açıklık artışına rağmen vananın akışa karşı anlamlı bir direnç oluşturduğunu ortaya koymaktadır. Hız konturunda ise girişte düşük ve homojen bir hız profili gözlemlenirken, disk yakınında akış hızlanmakta, çıkışta ise genel hız düşmekle birlikte kanat arkasında lokal yüksek hızlı bölgeler varlığını sürdürmektedir. Çıkış bölgesinde genel hız düşmekle birlikte, kanat arkasında —özellikle üst kısımda— lokal yüksek hızlı bölgeler varlığını sürdürmektedir. 60° açıklıkta elde edilen basınç konturu, vana girişinde yüksek basınç bölgelerinin (turuncu tonlar) oluştuğunu ve özellikle kanadın ön kenarında lokal basınç artışlarının meydana geldiğini göstermektedir. Geçiş sonrası ise basınç, vana çıkışına doğru hızla düşmektedir. Hız konturu incelendiğinde, girişte düşük ve homojen bir hız dağılımı görülmekte; disk çevresinde ise akış belirgin şekilde hızlanmaktadır. Kanadın üst ve alt yüzeylerinde yüksek hız bölgeleri oluşmuş, çıkışta ise türbülans kaynaklı düzensiz hız dağılımı ve lokal yüksek hızlı bölgeler gözlemlenmiştir. Vananın 70º-80º ve 90º vana açıklık konumlarında elde edilen basınç ve hız kontürleri Şekil.11-Şekil.13'de verilmiştir.



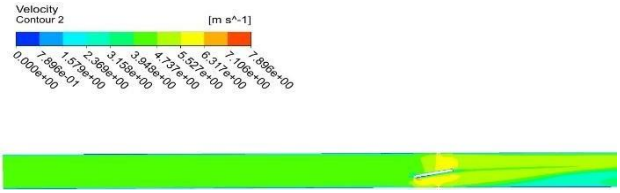
Şekil 11a. Basınç konturu (70°)



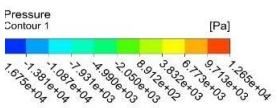
Şekil 11b. Hız konturu (70°)



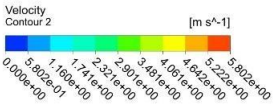
Şekil 12a. Basınç konturu (80°)



Şekil 12b. Hız konturu (80°)



Şekil 13a. Basınç konturu (90°)

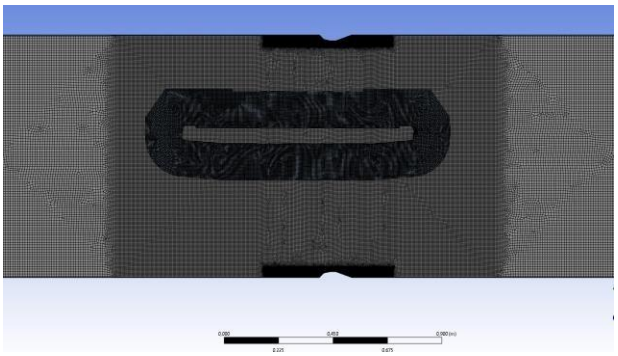


Şekil 13b. Hız konturu (90°)

70° ve 80º ve 90º açıklıklar vananın tam açık konumuna ilerleyen açılar olarak görülmektedir. Vana içerisinde daha homojen bir basınç dağılımının oluştuğu gözlenmektedir. Hız kontürleri incelendiğinde özellikle 20º ve 30º 'de vana çıkışının üst ve alt bölgelerinde oluşan girdap yapılarında azalma meydana geldiği görülmektedir. Vananın tamamen açık konumda akışa neredeyse dirençsiz davrandığını ve basınç kayıplarının çok düşük olduğu ifade edilebilir. Tam açık konumda (90º) vana çevresinde minimal hız farkları oluştuğu anlaşılmaktadır. Bunun da vananın akışı engellemediğini ve akışın serbest boru akışı karakterinde olduğunu göstermektedir.

Çalışmanın ikinci aşamasında zamana bağlı analizler gerçekleştirilmiştir. Zamana bağlı analizlerde dinamik mesh kullanılmıştır. Bu analizlerde, çözüm bölgesi üç ana kısma ayrılmıştır: giriş bölgesi, çıkış bölgesi ve kelebek vana bölgesi. Kelebek vana disk bölgesinde detaylı akış çözümlemesi için yüzeysel ağ sıklaştırması uygulanmıştır. Hareketli diskin yer aldığı overset bölgesine özel yüzey boyutlandırma (face sizing) tanımlanarak bu alandaki çözüm hassasiyeti artırılmıştır. Ayrıca, vana sızdırmazlık bantlarının temas ettiği dar ve kritik bölgelerde küçük boyutlu mesh elemanları kullanılarak kapanış hareketi sırasında akışın ayrıntılı modellenmesi sağlanmıştır. Disk kenarları ile sınır tabaka

etkilerinin doğru yakalanması için duvar yüzeylerine sınır tababaka (inflation layer) eklenmiş, böylece sınır tabakasındaki hız gradyanları ve akışkan-duvar etkileşimi daha hassas çözümlenmiştir. Bu mesh ayarlamaları, dinamik hareket ve akış etkileşiminin doğru ve detaylı analiz edilmesine olanak sağlamıştır. Zaman bağlı dinamik analizlerde kullanılan mesh yapısı Şekil.14'de verilmiştir.

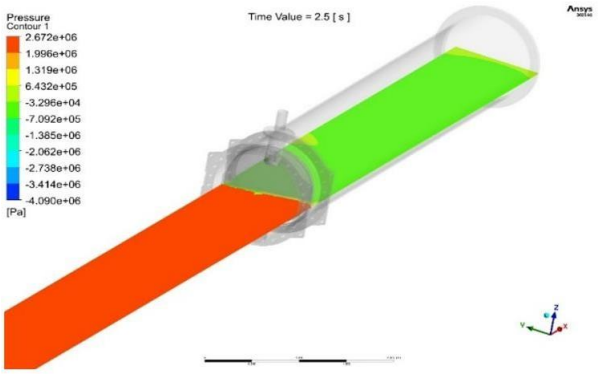


Şekil 14. Kelebek vana kesitinin mesh yapısı

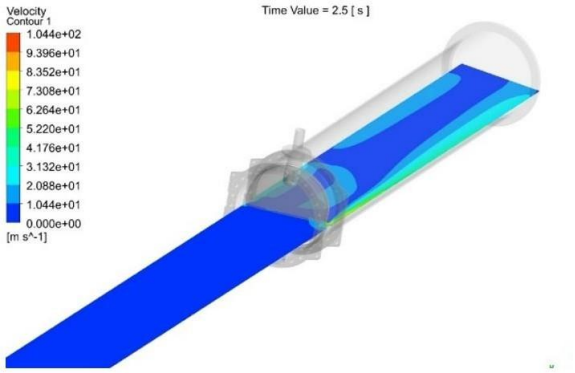
Oluşturulan ağ yapısı toplam 298.201 eleman ve 300.986 düğüm içermektedir. Ağ kalitesi değerlendirmesinde maksimum skewness değeri 0.8'in altında olup, çözüm kararlılığı açısından uygun bulunmuştur. Minimum orthogonal quality değeri 0.3 seviyesinde olup, sayısal doğruluk için yeterlidir. Bu ağ yapısı, dinamik mesh uygulamalarına ve geçici (transient) analizlere uygun, güvenilir bir çözüm sağlamaktadır.

Ansys Fluent ortamında UDF (User Defined Function) yapıları, akış çözümünü özelleştirmeye imkân veren C tabanlı fonksiyonlardır. UDF'ler ile sınır şartları, malzeme özellikleri, kaynak terimleri ve fiziksel hareketler zamana bağlı ya da kullanıcı tanımlı olarak modellenebilir; bu da standart Fluent seçeneklerinin ötesinde esneklik sağlar. Bu çalışmada, kelebek vananın eksantrik ekseni etrafındaki dönme hareketini tanımlamak için CG Motion tipi bir UDF yazılmıştır. Dinamik mesh uygulamalarında, hareketli bölgeler Dynamic Zones altında ilgili UDF ile tanımlanarak fiziksel hareket simülasyona entegre edilmektedir. Bu çalışmada,DEFINE_CG_MOTION makrosu kullanılarak hazırlanan bu fonksiyonla vana diskinin zamana bağlı açısal hareketi tanımlanmış ve dinamik mesh hesaplamalarında doğru şekilde modellenmiştir. Bu yöntem, geometrinin zamanla değişen konumunun fiziksel gerçekliğe uygun simülendiği dinamik mesh analizlerinde kritik öneme sahiptir. Böylece, kelebek vananın açılıp kapanma sürecindeki akışkan davranışları ve türbülans etkileri incelenmiştir.

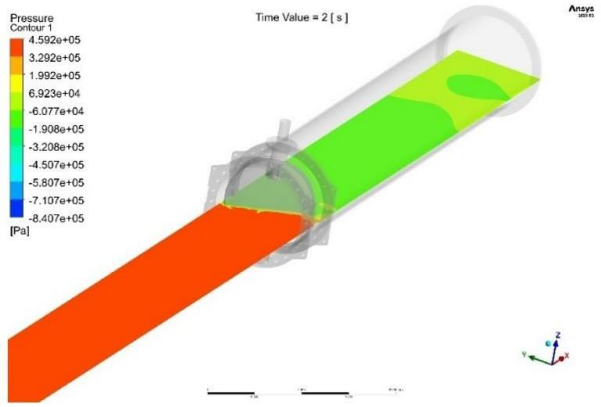
Dinamik mesh analizinde, vananın her 15° açılma aralığında hız, basınç ve akım çizgisi dağılımları incelenmiştir. Elde edilen görsellerle farklı pozisyonlardaki akış karakteristikleri görsel olarak analiz edilmiştir. Zamana bağlı analizlerde elde edilen basınç ve hız kontürleri Şekil.15-Şekil.19'da verilmiştir.



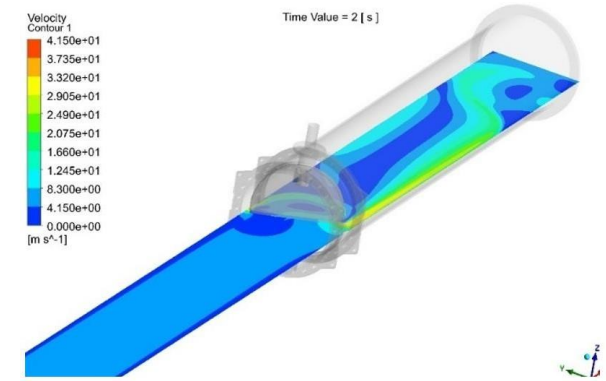
Şekil 15a. Dinamik mesh analizi 15°'deki basınç konturu



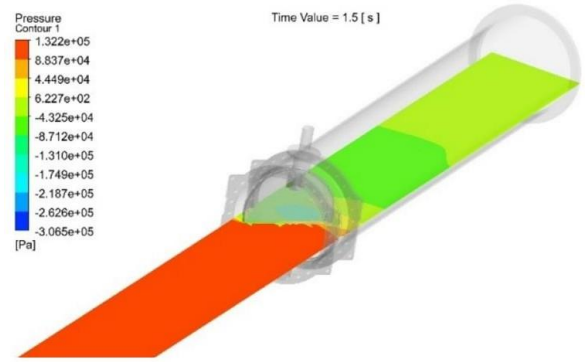
Şekil 15b. Dinamik mesh analizi 15°'deki hız konturu



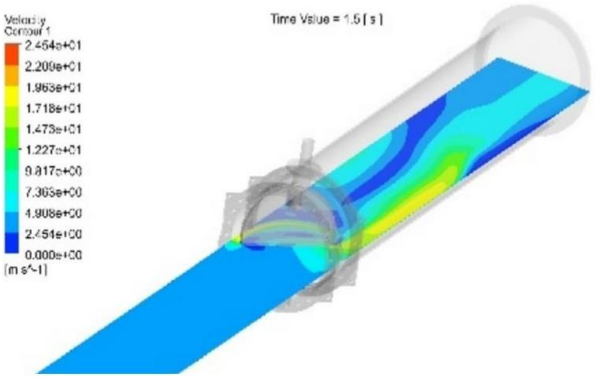
Şekil 16a. Dinamik mesh analizi 30°'deki basınç konturu



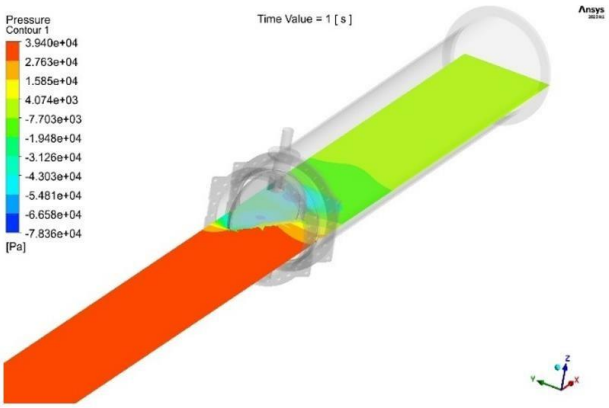
Şekil 16b. Dinamik mesh analizi 30°'deki hız konturu



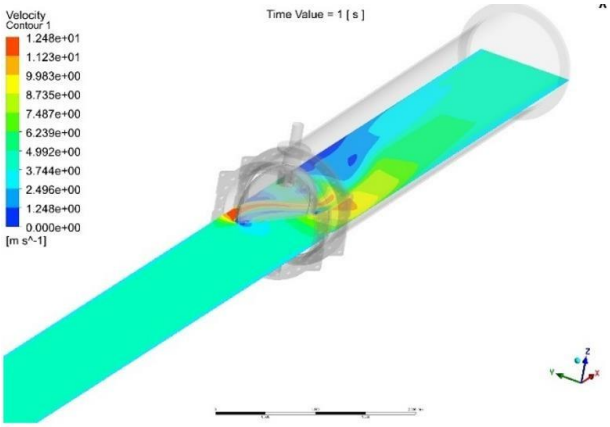
Şekil 17a. Dinamik mesh analizi 45°'deki basınç konturu



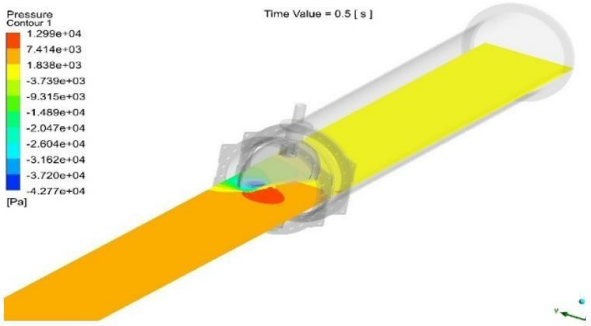
Şekil 17b. Dinamik mesh analizi 45°'deki hız konturu



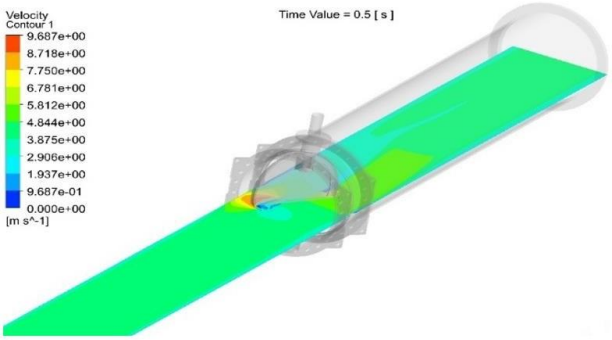
Şekil 18a. Dinamik mesh analizi 60°'deki basınç konturu



Şekil 18b. Dinamik mesh analizi 60°'deki hız konturu



Şekil 19a. Dinamik mesh analizi 75°'deki basınç konturu



Şekil 19b. Dinamik mesh analizi 75°'deki hız konturu

Dinamik mesh analizinde 15° ve 30º'lik kontürler incelendiğinde; vana girişlerinde yüksek basınç ve kanat çevresinde belirgin basınç düşüşleri göstermektedir. Hız konturlerinde ise girişte düşük ve homojen, kanat yakınında ise hız artışı ve düzensizlikler içerdiği görülmektedir. Vananın 30° açıklıkta basınç konturu incelendiğinde, vana girişindeki yüksek basınç değerlerinin azaldığı, vana çevresinde ise basınç düşüşünün daha homojen bir dağılım eğiliminde olduğu anlaşılmaktadır. Hız kontürü incelendiğinde ise vana sonrası kaotik akış bölgelerinin oluştuğu görülmektedir. 15º açıklıkta vana cidarlarında hız 83.5 m/s mertebesine ulaşırken, açıklık oranının 30º'ye ulaşması ile birlikte bu değer yaklaşık 32.2 m/s değerlerine düşmektedir. 45º ve 60° açıklıklarda vana çevresindeki basınç düşüşünün daha belirgin hale geldiği ve düşük basınç bölgelerinin genişlediği görülmektedir. Vana cidarlarındaki hızların 09.-1.2 m/s mertebelerine düşerek kaotik akış karakterinin daha düzenli bir akışa evrildiği görülmektedir.

Çalışma boyunca elde edilen basınç konturları ve hız konturları incelendiğinde; vana açıklığının düşük olduğu konumlarda (özellikle 10°–30°) vana çıkışında belirgin geri akımların ve girdapların oluştuğu görülmüştür. Bu tür akış yapılarının, vana diskinden kaynaklanan ani daralmaların etkisiyle ortaya çıktığı gözlemlenmiştir. Açılma derecesi arttıkça (özellikle 50° sonrası), bu girdap yapıları azalmış ve daha düzgün bir hız profili gözlenmiştir. Bu durum, vana açıldıkça akışkanın daha az dirençle karşılaştığını ve geçişin daha homojen hale geldiğini göstermektedir. Akış katsayısı (K_v) ve direnç katsayısı (ζ) hesaplamaları da bu bulguları

desteklemektedir. Analiz sonuçlarına göre, vana açıklık derecesi arttıkça akış katsayısının yükseldiği, buna karşılık direnç katsayısının azaldığı belirlenmiştir. Özellikle 90° açıklıkta K_v değeri maksimuma ulaşırken, ζ değeri minimum düzeye inmiştir. Bu durum, vana açıklığı ile akış verimliliği arasında doğrusal olmayan ancak anlamlı bir ilişki olduğunu ortaya koymuştur.

TARTIŞMA SONUÇLARI

Bu çalışmada, hidroelektrik santrallerde türbin girişlerinde yaygın olarak kullanılan çift eksantrik kelebek vanaların akış karakteristiği, sayısal yöntemlerle incelenmiştir. Gerçek saha koşullarını temsil edecek şekilde belirlenen 33 metre net düşü ve 3.3 m³/s debi değerleri esas alınarak oluşturulan sayısal modelde, vananın farklı açılma açıları altındaki hidrodinamik davranışı analiz edilmiştir. Bu bağlamda, ANSYS Fluent yazılımı kullanılarak hem zamandan bağımsız hem de zamana bağlı akış analizleri gerçekleştirilmiş; elde edilen sonuçlar akışkanın hız dağılımları, basınç düşüşleri, girdap yapıları ve türbülans etkileri açısından değerlendirilmiştir. Sayısal simülasyonlar sonucunda, özellikle düşük açılma derecelerinde (örneğin 10°–30°) vana çıkışında belirgin ters yönlü girdapların ve düzensiz türbülans bölgelerinin oluştuğu gözlemlenmiştir. Bu durum, disk kenarlarında oluşan ani kesit daralmasının ve akışın yön değiştirmesinin bir sonucu olarak değerlendirilebilir. Bu girdap yapıları, basınç kayıplarını artırmakta ve akışın etkinliğini azaltmaktadır. Açılma derecesinin artmasıyla birlikte bu girdapların zayıfladığı ve akış yapısının daha stabil hale geldiği tespit edilmiştir. Özellikle 60° ve üzeri açılmalarda, akışın vana boyunca daha düzgün bir profil sergilediği ve çıkış bölgesinde daha homojen bir hız dağılımı elde edildiği görülmüştür. Elde edilen basınç düşüşleri ve hız profilleri doğrultusunda hesaplanan akış katsayısı (K_v) ve direnç katsayısı (ζ), vana açıklık açısının hidrolik performans üzerindeki etkisini sayısal olarak ortaya koymuştur. Kv değerinin açılma derecesiyle birlikte arttığı, buna karşılık ζ katsayısının azaldığı gözlemlenmiştir. Bu durum, vana açıklığının artmasının akış direncini azalttığını ve dolayısıyla sistem verimliliğini artırdığını göstermektedir. Nitekim, 90° tam açık konumda en yüksek Kv ve en düşük ζ değerlerine ulaşılmıştır. Bu bulgular, literatürde yer alan deneysel ve sayısal çalışmalarla tutarlılık göstermektedir ve analiz modelinin güvenilirliğini desteklemektedir.

SEMBOLLER

Cv Akış katsayısı (İngiliz birim sistemi) (gal/min)
D Çap (mm)
k-ε K-Epsilon türbülans modeli (birimsiz)
k-ω K-Omega türbülans modeli (birimsiz)
Kv Akış katsayısı (Metrik sistem) (m³/h)
q Hacimsel debi (m³/s)
Re Reynolds sayısı (birimsiz)
SST Shear Stress Transport türbülans modeli
θ Açıklık açısı (°)
UDF User Defined Function (Kullanıcı tanımlı fonksiyon)
ΔP Basınç farkı (Pa / kPa)
ζ (zeta) Akışkan direnç katsayısı (birimsiz)

KAYNAKLAR

Ataer, O., Yılmaz, T., & Arısoy, Y. M. (1995). "Yakıt hücrelerinde performans artırımı", *IV. Ulusal Tesisat Mühendisliği Kongresi*, s. 231-238, İzmir.

Çelik, H. K., Rennie, A. E. W., Karayel, D., & Akıncı, İ. (2011). "Determination of flow parameters through HAD analysis for agricultural irrigation equipment: A case study for a mini valve", *Tarım Makinaları Bilimi Dergisi*, 7(3), 231–239.

Del Toro, A. (2012). *Computational Fluid Dynamics Analysis of Butterfly Valve Performance Factors*, Yüksek Lisans Tezi, Utah State University, Logan, Utah, USA, s. 1-152.

Duan, Y., Revell, A., Sinha, J., & Hahn, W. (2019). "A computational fluid dynamics (CFD) analysis of fluid excitations on the spindle in a high-pressure valve", *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 175, 103922.

Fangbiao Lin, & Schohl, G. A. (2004). "CFD Prediction and Validation of Butterfly Valve Hydrodynamic Forces", *Proceedings of the ASME/JSME Joint Fluids Engineering Conference*, Charlotte, North Carolina, USA.

Gök, O. (2014). *Kelebek Vanaların Optimizasyonu ve Yeni Bir Kelebek Vana Tasarımı*, Yüksek Lisans Tezi, Cumhuriyet Üniversitesi, Makine Mühendisliği Anabilim Dalı, Sivas, Türkiye.

Hwang, I. S., Park, S. J., Oh, W., & Lee, Y. L. (2017). "Linear compressor discharge valve behavior using a rigid body valve model and a FSI valve model", *International Journal of Refrigeration*, 82, 509–519.

Kapre, A. V., & Dodia, Y. (2015). "Flow Analysis of Butterfly Valve Using CFD", *International Journal of Research in Engineering and Technology (IJRET)*, 4(1), 95–99.

Lin, Z., Sun, X., Yu, T., Zhang, Y., Li, Y., & Zhu, Z. (2020). "Gas–solid two-phase flow and erosion calculation of gate valve based on the CFD-DEM model", *Powder Technology*, 366, 395–407.

Lu, F., Zhang, J. M., & Shen, Y. M. (2019). "Simulation and Research on Flow-field of Butterfly Valve in Standard Variable Head Flow Device", *FLOMEKO 2019 Proceedings*, Lisbon, Portugal, s. 1–6.

More, S., Joshi, A., Kulkarni, A., Patil, R., & Chaudhari, T. (2023). "A numerical comparative analysis of

coefficient of flow for needle valve for different geometrical conditions ANSYS", *Advances and Creations in Mechanical Engineering*, 1–13.using

Özkan, E. (2023). "Hydrodynamic behaviour improvement of check valves through CFD analysis", *International Advanced Researches and Engineering Journal*, 7(3), 178–184.

Özkan, E. (2023). "Kelebek vana tasarımlarında hesaplamalı akışkanlar dinamiği analizleri kullanılarak akış katsayısı özelliklerinin artırılması", *Süleyman Demirel Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Dergisi*, 27(3), 426–433.

Saha, B. K., Li, S., & Lv, X. (2020). "Analysis of pressure characteristics under laminar and turbulent flow states inside the pilot stage of a deflection flapper servo-valve: Mathematical modeling with CFD study and experimental validation", *Chinese Journal of Aeronautics*, 33(6), 1598–1612.

Schimmel, E. C., & Bos, F. M. (2022). "CFD Analysis of the Flow Around a Butterfly Valve", *Dynaflow Research Group Technical Report*, 1–5.

Shuxun, L., Ma, T., Shen, H., Yu, M., & Lei, Z. (2023). "Analysis and optimization of the opening dynamic characteristics of molten salt check valves for concentrating solar power", *Energies*, 16(4), 1712.

Sung-Woong, C., Seo, H. S., & Kim, H. S. (2021). "Analysis of flow characteristics and effects of turbulence models for the butterfly valve", *Processes*, 9(8), 1408.

Yevale, S. R., & Gharge, K. S. (2018). "A review on CFD analysis of control valves", *GRD Journal for Engineering*, 3(7), 66–69.

Žic, E., Banko, P., & Lešnik, L. (2021). "Hydraulic analysis of gate valve using computational fluid dynamics (CFD)", *Strojniški vestnik - Journal of Mechanical Engineering*, 67(7-8), 347–356.

PARALLEL LIQUID–GAS FLOWS WITH ARBITRARY INTERFACE–WALL CONTACT ANGLES

Vahit ÇORUMLU *,, Zafer DURSUNKAYA***, Barbaros ÇETİN****
* Manisa Celal Bayar University, Akhisar Vocational School, Department of Electricity and Energy, 45560 Akhisar, MANİSA, vahitcorumlu@cbu.edu.tr
** İ.D. Bilkent Univesity, Faculty of Engineering, Department of Mechanical Engineering, 06800 Çankaya, ANKARA, barbaros.cetin@bilkent.edu.tr
*** Middle East Technical University, Faculty of Engineering, Department of Mechanical Engineering, 06800 Çankaya, ANKARA, refaz@metu.edu.tr

Abstract: Two-phase parallel flows are complex flow structures commonly observed in microchannel and heat pipe applications. In this study, the momentum equations of two-phase parallel flow are reduced to the Poisson equation under specific assumptions, and numerical solutions are obtained using the finite element-based COMSOL Multiphysics software. The numerical solution is validated for two-phase flow in rectangular channels, where an analytical solution is available via the eigenfunction expansion method. Subsequently, results are presented for various channel geometries, including cases with arbitrary interface-wall contact angles. In addition, the solution process is automated via the Python-COMSOL interface, enabling integration with user-defined two-phase flow problems. This approach is particularly significant for pseudo-3D modeling of heat pipes.
Keywords: Two-Phase Flow, Poisson Equation, Eigenfunction Expansion Method, Arbitrary Interface-Wall Contact Angle, Finite Element Method.

1. INTRODUCTION

Two-phase parallel flows are complex flow configurations commonly encountered in microchannels, heat pipes, and other compact heat transfer systems. In such systems, the liquid and vapor phases typically move in the same or opposite directions, and the interactions between phases become particularly pronounced through shear stresses at the interface. The behavior of this interface directly influences not only the flow structure but also the thermal performance of the system. Therefore, detailed and reliable modeling of two-phase flows is critically important for accurately predicting heat transfer capacity and optimizing system design.

In the literature, analyses of such flows have generally been conducted under specific geometric constraints and ideal boundary conditions. DiCola (1968), and later Schneider and DeVos (1980) who extended this solution in more detail, provided analytical solutions for the parallel flow of liquid and vapor phases within rectangular grooves, assuming a constant shear stress at the liquid-vapor interface and a contact angle of 90°.

Ayyaswamy et al. (1974) investigated liquid flow in triangular cross-section grooves by solving the Poisson equation using the Galerkin method. In their study, no shear stress was assumed at the liquid-vapor interface. The groove half-angle was varied between 5° and 60°, while the meniscus contact angle was increased from a very small value up to complete liquid filling of the groove. The results indicated that an increase in the contact angle causes a continuous rise in the Poiseuille number.

On the other hand, Ma et al. (1994) analyzed liquid flow in triangular grooves, taking into account the shear effects at the liquid-vapor interface. In their study, the groove geometry varied with half-angles between 20° and 60°, and the contact angle ranged from 0° to 60°. The momentum equation was transformed into a Laplace equation in terms of the liquid velocity, and the solution was obtained using separation of variables and superposition methods. However, the application of the interface boundary condition faced difficulties due to the unknown velocity profile in the vapor phase. To overcome this issue, an experimentally determined coefficient was used, and a dimensionless flow number was proposed to describe the shear effects at the interface. This parameter, relating the relative velocities of the liquid and vapor phases at the interface, influenced the magnitude of the obtained Poiseuille number. It was also observed that both the Poiseuille number and the friction factor increased with the contact angle. The results obtained showed a high level of consistency with those of Ayyaswamy et al. (1974) for the zero shear stress case.

Khrustalev and Faghri (1999) analyzed the advanced laminar liquid and vapor flow in miniature heat pipes using the finite element method. Their focus was particularly on cases where the vapor velocity is high and the cross-sectional areas of the liquid and vapor phases are similar. In their assumption for the vapor phase, the liquid velocity at the liquid-vapor interface was considered to be zero. Conversely, for the liquid phase, it was assumed that the shear stress at the interface is of equal magnitude but in the opposite direction to that in the vapor phase. This led to the requirement to relate the velocity gradient in the liquid phase to that in the vapor phase through the viscosity ratio. The solution method was applied in two stages: First, the momentum equation for the vapor phase was solved to obtain the distribution of shear stress at the interface. Then, this shear stress information was used as the boundary condition for the liquid phase, and the momentum equation in the liquid domain was solved. The geometry used in the study was selected to be consistent with a previous experimental study. The analysis results indicated that the shear stress at the liquid-vapor interface is not constant and is higher near the groove walls. This effect became more pronounced as the contact angle of the meniscus decreased. On the other hand, the narrowing of the vapor region caused the shear stress at the interface to become more homogeneous.

Thomas et al. (1998) aimed to determine the average velocity, volumetric flow rate, and Poiseuille number for liquid flow in trapezoidal microgrooves. The liquid-vapor interface interaction was modeled through the liquid velocity gradient, based on the vapor's friction factor, while assuming zero vapor velocity at the interface. Variation of shear stress along the interface was ignored. The momentum equation was solved using the Gauss-Seidel method, and the results were validated against earlier studies on rectangular and triangular grooves. The computed values were presented as functions of groove geometry and interfacial shear, and applied to estimate capillary limits in helical grooved heat pipes. The results were found to be in good agreement with experimental data.

Although the eigenfunction expansion method is considered a powerful tool for simple geometries that yield a discrete and complete set of eigenfunctions, there is a widespread perception that it becomes impractical for complex geometries. The prevailing view in the literature is that, even when eigenfunctions exist, such methods are only useful in special cases where the boundary conditions align with coordinate lines, while in most other situations, only numerical methods or limited analytical approaches are deemed applicable (Greenberg, 1998; Hassani, 1999; Gustafson and Wilcox, 1999; Lurie and Vasiliev, 1995).

Contrary to the view that the eigenfunction expansion method is limited to separable geometries, Shankar (2005) overcomes this limitation using the embedded domain approach. In this method, the solution domain is embedded into a larger domain on which a complete set of eigenfunctions of the differential operator is defined. The solution is then expanded in terms of classical eigenfunctions, and the coefficients are determined using the least-squares method. This approach has yielded successful results for complex geometries, particularly for Laplace and biharmonic equations.

Dandekar et al. (2018) analyzed two-phase layered flows with liquid-vapor interfaces shaped as circular arcs depending on the contact angle, using the eigenfunction expansion method developed by Shankar (2005), and applied the technique to curved-interface flows in rectangular and circular microchannels. The effects of contact angle on holdup ratios, and pressure drop were examined in detail. However, the analytical results obtained in the study were not validated against numerical solutions.

This study aims to model the two-phase parallel flow problem under certain assumptions using the Poisson equation. Furthermore, the eigenfunction expansion method is applied in a novel way within a rectangular solution domain containing two-phase flow, along a curved interface between phases, to satisfy the continuity conditions of velocity and shear stress. While classical eigenfunction methods are typically applicable only to geometries with simple and separable coordinate systems, in this work, the method is successfully implemented despite the non-aligned boundary conditions introduced by the curved interface. In contrast to the embedded domain approach proposed by Shankar (2005), the solution domain is not extended into a larger external region. Instead, the two-phase configuration is preserved within a fixed rectangular geometry, and the eigenfunction expansion is designed specifically to satisfy the continuity conditions along the curved interface. This approach involves defining eigenfunctions separately for each phase and matching them across the interface to ensure continuity of both velocity and shear stress. As a result, an analytical framework that fulfills the physical continuity conditions along a curved interface is constructed, significantly extending the applicability of the eigenfunction method to two-phase problems with complex boundary conditions. The modeling process is carried out using the finite element method (FEM) in the COMSOL Multiphysics environment. The numerical solutions obtained are validated against the analytical results. Following this validation, the model is extended to account for varying curved interface geometries that depend on the contact angle. Additionally, a Python-based COMSOL interface is developed to allow users to define the contact angle and interface geometry and automatically solve the problem. This automation accelerates the modeling process and enables systematic analysis of numerous scenarios. The developed approach offers high accuracy and flexibility in evaluating the influence of interface effects on performance, particularly in capillary-driven two-phase systems such as heat pipes.

2. MATERIALS and METHODS

In both the analytical and numerical models, the governing equation for the fully developed, steady-state,

incompressible two-phase parallel flow was reduced to a two-dimensional Poisson equation for the axial velocity component $\overline{u}$, solved in the $\overline{x}$–$\overline{y}$ cross-sectional plane. The flow is directed along the $\overline{z}$-axis and, due to its fully developed and steady nature, the velocity profile remains constant along this direction. To generalize the solution and facilitate comparison across different geometries, the equation was nondimensionalized using characteristic length and velocity scales.

$$\frac{\partial^2\overline{u}}{\partial\overline{x}^2}+\frac{\partial^2\overline{u}}{\partial\overline{y}^2}=\frac{1}{\mu}\frac{dP}{d\overline{z}} \quad (1)$$

$$\overline{u}=-u\frac{1}{\mu}\frac{dP}{d\overline{z}} \quad (2)$$

$$\overline{x}=xW \quad (3)$$

$$\overline{y}=yH \quad (4)$$

$$\lambda=\frac{H}{W} \quad (5)$$

By substituting Equations (2) – (5) into Equation (1), the dimensionless Poisson equation is obtained as follows:

$$\lambda^2\frac{\partial^2 u}{\partial z^2}+\frac{\partial^2 u}{\partial y^2}=-1 \quad (6)$$

Here, z and y denote the nondimensional horizontal and vertical coordinates, respectively, and λ is the channel aspect ratio. The rectangular domain consists of two distinct phases separated by a curved liquid–vapor interface. The cross-sectional geometry of the channel and the location of the phases are illustrated in Figure 1.

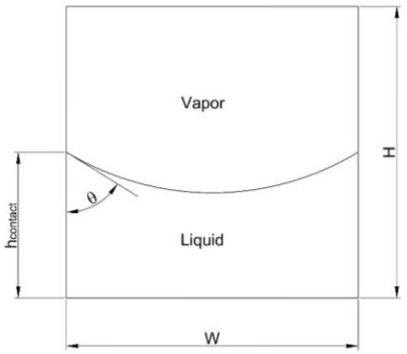


Figure 1. Cross-sectional area of the two-phase flow.

2.1. Analytical Modeling: Eigenfunction Expansion Method

In order to obtain an analytical solution to the two-phase parallel flow problem with a curved interface, the eigenfunction expansion method was employed. The flow domain was considered to consist of two distinct subdomains (phases), separated by a curved interface defined by a prescribed contact angle. The governing equation for the axial velocity field in each phase was reduced to the dimensionless Poisson equation under steady and fully developed conditions.

The axial velocity solution $u(x,y)$ in each subdomain was expressed as a series expansion of eigenfunctions in the horizontal (x) direction, with amplitude functions dependent on the vertical (y) coordinate. For each phase, the velocity was represented as:

For the lower (liquid) phase:

$$u_1=\sum_{n=1}^{N}(c_n\varphi_n+k_s\psi_n)\sin(n\pi x) \quad (7)$$

For the upper (vapor) phase:

$$u_2=\sum_{n=1}^{N}(d_n\Phi_n+k_s\Psi_n)\sin(n\pi x) \quad (8)$$

$$\varphi_n(y)=\sum_{n=1}^{N}\left(e^{(n\pi y)}-e^{(-n\pi y)}\right) \quad (9)$$

$$\psi_n(y)=\sum_{n=1}^{N}\left(1-e^{(-n\pi y)}\right) \quad (10)$$

$$\Phi_n(y)=\sum_{n=1}^{N}\left(e^{(n\pi y)}-e^{(-n\pi(2-y))}\right) \quad (11)$$

$$\Psi_n(y)=\sum_{n=1}^{N}\left(1-e^{(-n\pi(y-1))}\right) \quad (12)$$

$$k_s=-\frac{2\times(1-(-1)^n)}{n^3\pi^3} \quad (13)$$

Here, $\varphi_n(y)$, $\Phi_n(y)$, $\psi_n(y)$, and $\Psi_n(y)$ are analytically defined eigenfunctions that satisfy the homogeneous boundary conditions at the walls. The particular solutions $\psi_n(y)$, and $\Psi_n(y)$ correspond to the inhomogeneous parts of the Poisson equation, accounting for pressure gradient forcing. The coefficients k_s are known from analytical integration of the forcing terms, whereas the unknown coefficients c_n and d_n are determined by enforcing interface continuity.

The interface shape $y=f(x)$ was defined analytically based on a circular arc geometry controlled by a given contact angle and radii of curvature. At the curved interface, continuity of axial velocity and shear stress was imposed, yielding a total of $2M$ conditions at M discrete interface points. These interface conditions were:

Velocity continuity:

$$u_1=\mu u_2 \quad (14)$$

Tangential stress continuity:

$$\lambda\frac{\partial u_1}{\partial x}n_x+\frac{\partial u_1}{\partial y}n_y=\frac{\partial u_2}{\partial x}n_x+\frac{\partial u_2}{\partial y}n_y \quad (15)$$

Here, μ is the viscosity ratio, λ is the aspect ratio, and $\boldsymbol{n}=(n_x,n_y)$ is the unit normal vector to the curved interface. These interface conditions were discretized at M interface points and assembled into an overdetermined linear system of the form $Ax=b$, where x contains the unknown coefficients c_n and d_n. The system was solved using the least-squares algorithm via scipy.linalg.lstsq.

2.2. Numerical Modeling: Finite Element Method

To complement and validate the analytical solution, the two-phase flow problem was also solved numerically using COMSOL Multiphysics software. The governing equation in each subdomain—liquid and vapor—was implemented using the *Coefficient Form PDE* interface, employing the dimensionless Poisson equation.

The computational domain was constructed to explicitly include the curved liquid–vapor interface as a geometric boundary. This interface was defined using a circular arc consistent with a prescribed contact angle, thereby allowing accurate representation of the interface curvature.

Continuity conditions for both velocity and tangential shear stress were enforced along the interface. Mesh refinement was applied in the vicinity of the interface to resolve steep gradients and ensure numerical accuracy.

All simulations were automated via the mph Python module, enabling efficient parametric studies by systematically varying the aspect ratio, contact angle, and viscosity ratio.

3. RESULTS and DISCUSSION

In this section, we present a detailed analysis of the steady, fully developed velocity field in two-phase parallel flow within a rectangular channel, accounting for a curved liquid–gas interface with an arbitrary wall contact angle. The dimensionless analytical solution obtained via eigenfunction expansion is validated against high-resolution finite element simulations conducted in COMSOL Multiphysics.

The interface shape is specified through a circular arc geometry with a prescribed contact angle θ=70°. This value is representative of typical contact angles encountered in partially wetting conditions for many working fluids used in microchannel applications. Both concave and convex interface cases are analyzed. The fluid viscosity ratio is taken as $\mu=\mu_1/\mu_2=1.5$ where μ_1 and μ_2 denote the viscosities of the liquid and gas phases, respectively.

Although a viscosity ratio of μ=1.5 does not represent realistic liquid–gas systems (where μ often exceeds 50), this value has been used as a benchmark case in the literature to test the accuracy of analytical and numerical methods under moderate viscosity contrast. Therefore, this value is adopted here to facilitate direct comparison with existing studies and to validate the present method under controlled conditions.

3.1 Analytical Solution Parameters

The analytical solution is constructed using a truncated eigenfunction expansion. The number of eigenfunctions retained in the series is set to N=7, providing an accurate representation of the axial velocity field within each phase domain. The curved liquid–gas interface is discretized using M=9 distinct collocation points. These interface points are used in a least-squares procedure to enforce the interface conditions (Eq.(14), Eq.(15)).

The effect of using M discrete interface points manifests visually in the velocity field: while the analytical solution satisfies the interface conditions exactly at the collocation points, small discrepancies emerge in between these points. This results in subtle piecewise variations near the interface, which are reflected in the error plots — the highest errors are generally observed in the vicinity of the interface, excluding the collocation nodes themselves.

3.2 Velocity Field Characteristics

Figures 2 (A–C) and 3 (D–F) present the velocity field and corresponding error maps for two different interface geometries under the parameter set λ=1, μ=1.5, and θ=70°. Figure 2 corresponds to the case where the liquid–vapor interface curves downward toward the liquid domain, forming a convex configuration. Figure 3, on the other hand, represents the case where the interface curves upward, creating a concave configuration relative to the liquid domain.

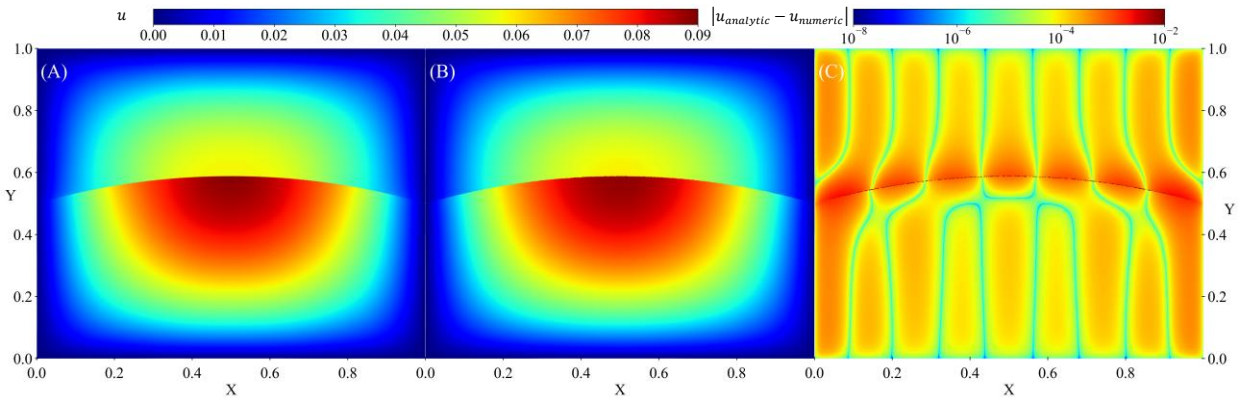


Figure 2. Comparison of analytical and FEM solutions for the velocity field with a convex liquid–vapor interface geometry (A) Analytical solution, (B) FEM solution, (C) Absolute error (λ=1, μ=1.5, θ=70°).

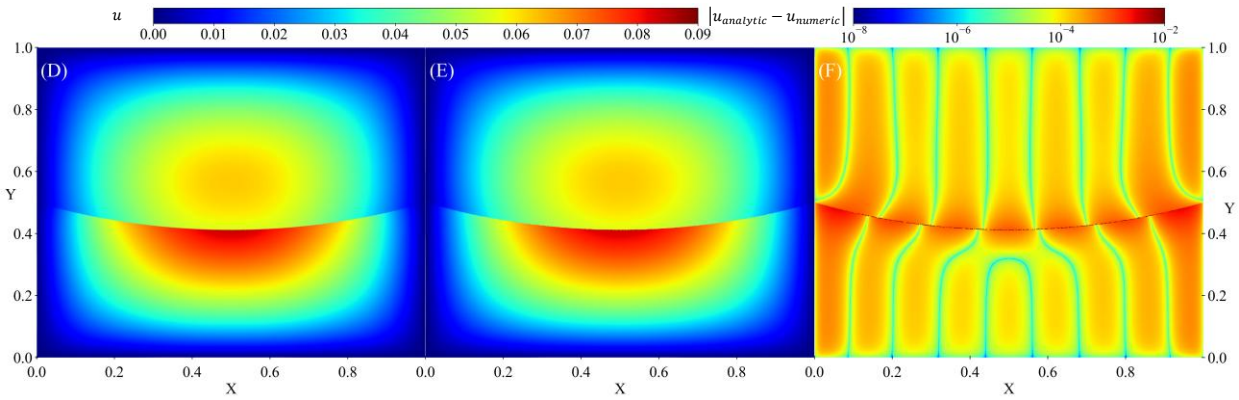


Figure 3. Comparison of analytical and FEM solutions for the velocity field with a concave liquid–vapor interface geometry (D) Analytical solution, (E) FEM solution, (F) Absolute error (λ=1, μ=1.5, θ=70°).

The velocity fields exhibit asymmetry due to the curved liquid–vapor interface and the non-uniform thicknesses of the subdomains. Since a dimensionless formulation is used, the interface condition $u_1=\mu u_2$ implies that the velocity in the liquid domain appears larger than that in the vapor domain, consistent with the higher viscosity of the liquid. This effect is purely due to nondimensionalization; in dimensional terms, the velocities would be equal at the interface.

The FEM results show close agreement with the analytical solution constructed via a truncated eigenfunction expansion with N=7 basis functions and M=9 collocation points along the interface. The accuracy of the solution is validated by the low magnitude of the error shown in Figures 2C and 3F. The localized variations along the interface are due to the discrete enforcement of interface conditions at a finite number of points and remain within acceptable bounds.

3.3 Interface Error Analysis

The pointwise error between the FEM and analytical results is lowest in the bulk regions and highest near the curved interface. The peak error values remain below 10^{-2}, while the majority of the domain exhibits errors on the order of 10^{-4}. The oscillatory pattern observed along the interface in the error map corresponds to the discrete set of M=9 collocation points used to enforce continuity conditions. This discretization, although not visually smooth, maintains high fidelity in satisfying the interface physics and is efficient for spectral convergence.

3.4 Spectral Convergence and Parameter Sensitivity

The analytical solution is constructed using a truncated eigenfunction expansion in the cross-sectional plane, combined with pointwise enforcement of interfacial conditions at M=9 discrete locations. For the chosen configuration with N=7 eigenfunctions, the method achieves high accuracy, as seen in the close agreement with FEM results and the low magnitude of the error field (see Figures 2 and 3).

However, the solution quality is highly sensitive to the values of N and M. Extensive testing revealed that deviations from these values—such as using fewer eigenfunctions or more/fewer collocation points—lead to instabilities or substantial errors in the velocity field. This behavior is consistent with the characteristics of spectral methods, which require a balanced selection of expansion order and enforcement constraints to maintain accuracy and stability.

Thus, although the spectral approach enables compact and accurate representation under optimal parameter settings, it may not be robust across a wide range of N and M. This limitation should be taken into account when extending the method to more complex interface shapes or conducting automated parametric sweeps.

3.5. Comparison with Realistic Viscosity Ratios

While μ=1.5 serves as a literature benchmark, realistic liquid–gas systems typically exhibit viscosity ratios ranging from 40 to 80 or more, depending on fluid selection and operating conditions. To assess the model's performance under such practical scenarios, we consider a representative case with a viscosity ratio of μ=80, an aspect ratio of λ=1, and a wall contact angle of θ=80°. Figures 4 (A–C) presents the velocity fields and corresponding error maps for the interface geometry under the parameter set λ=1, μ=80, and θ=80°.

A strong agreement is observed between the analytical and numerical solutions. The velocity profiles exhibit clear asymmetry due to the high viscosity ratio (μ = 80) and the curved liquid–vapor interface at a contact angle of 80°. The absolute error remains below approximately 10^{-2} in regions near the interface and drops to values as low as 10^{-4} in the bulk of the domain, confirming the overall accuracy of the analytical solution.

These results confirm that the proposed analytical solution method remains valid even under realistic liquid–gas viscosity ratio conditions and shows strong consistency with FEM results. Furthermore, Figure 4 further demonstrates the method's applicability to flow

conditions representative of practical engineering scenarios.

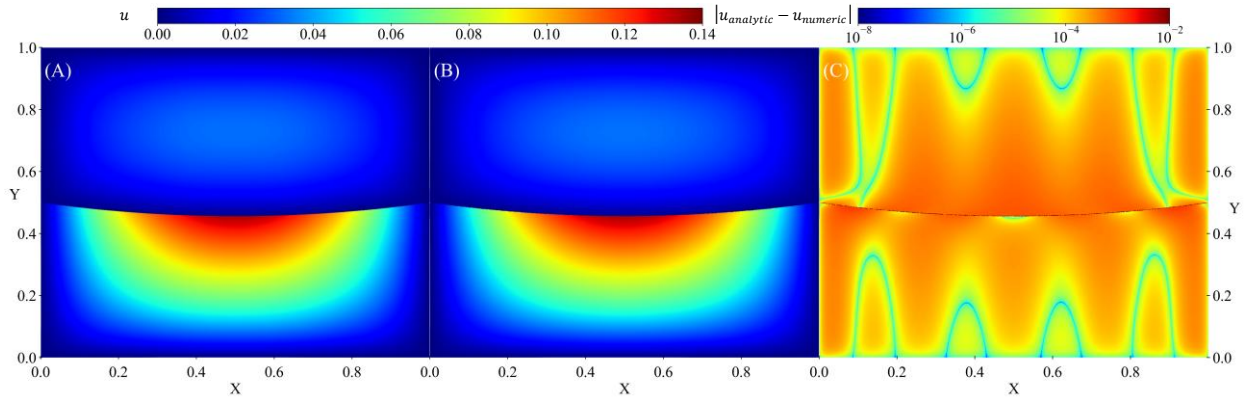


Figure 4. Comparison of analytical and FEM solutions for the velocity field with realistic viscosity contrast (A) Analytical solution, (B) FEM solution, (C) Absolute error (λ=1, μ=80, θ=80°)

4. CONCLUSION

This study presents a comprehensive analytical and numerical investigation of steady, fully developed two-phase parallel flow in rectangular microchannels featuring a curved liquid–gas interface with an arbitrary wall contact angle. The analytical solution was obtained via a truncated eigenfunction expansion method applied separately to each phase, with interface continuity conditions for velocity and shear stress enforced at discrete collocation points through a least-squares approach. To validate the analytical results, high-resolution finite element simulations were conducted in COMSOL Multiphysics.

The comparison between the analytical and numerical solutions shows excellent agreement across both convex and concave interface geometries. Velocity fields from both methods exhibit consistent asymmetry due to viscosity contrast and interface curvature, while the maximum pointwise error remains below 10^{-2}, largely confined to the vicinity of the interface. This strong consistency confirms the accuracy and physical fidelity of the analytical formulation.

The analytical model demonstrates spectral convergence when using a carefully selected number of eigenfunctions (N=7) and interface collocation points (M=9). However, the method exhibits sensitivity to these parameters: deviation from optimal values can lead to reduced accuracy or numerical instability, consistent with the behavior of spectral techniques. These findings highlight the importance of parameter tuning for reliable application of the method to more complex interface configurations.

In addition, an automated COMSOL scripting framework was developed using Python to generate the geometry and apply boundary conditions based on interface parameters. This tool significantly accelerates the modeling process and enables parametric studies over a wide range of channel shapes and contact angles.

Overall, the proposed framework offers a compact, accurate, and flexible approach for modeling two-phase flows with curved interfaces. The validated agreement between analytical and FEM results underlines the method's robustness and its applicability to a broad class of multiphase microchannel systems. It provides a valuable foundation for the design and optimization of advanced two-phase devices, including grooved heat pipes and capillary-driven systems, where interface geometry critically influences flow behavior and thermal performance.

SYMBOLS

H	Height [m]
W	Width [m]
n	Normal vector
u	Velocity [m/s]
$\overline{u}$	Dimensionless velocity
θ	Contact angle [°]
λ	Aspect ratio
μ	Viscosity [Pa·s]

ACKNOWLEDGEMENTS

This study was supported by the Scientific and Technological Research Council of Turkey (TÜBİTAK) BİDEB-2218 program under project number 122C176.

REFERENCES

Ayyaswamy, P., Catton, I., and Edwards, D., 1974, Capillary flow in triangular grooves, ASME J. Appl. Mech., Vol. 41, pp. 332-336.

DiCola, C., 1968, Soluzionne analitica, amezzo della transformata di Fourier, di un problema di fusso in un canale rettangolare, Euratom C.C.R. Ispra (Italy), C.E.T.I.S.

Greenberg, M. D., 1998, Advanced engineering mathematics. Englewood Cliffs, NJ: Prentice-Hall.

Gustafson, G. B. and Wilcox, C. H., 1999, Analytical and computational methods of advanced engineering mathematics. Berlin: Springer.

Hassani, S., 1999, Mathematical physics—a modern introduction to its foundations. Berlin: Springer.

Khrustalev, D., and Faghri, A., 1999, Coupled liquid and vapor flow in miniature passages with micro grooves, ASME J. Heat Transfer, Vol. 121, pp. 729-733.

Lurie, S. A. and Vasiliev, V. V., 1995, The biharmonic problem in the theory of elasticity. London: Gordon and Breach.

Ma, H-, Peterson, G., and Lu, X., 1994, The influence of vapor-liquid interactions on the liquid pressure drop in triangular microgrooves, Int. J. Heat Mass Transfer, Vol. 37, pp. 2211-2219.

Schneider, G., and DeVos, R., 1980, Non-dimensional analysis for the heat transport capability of axially grooved heat pipes including liquid/vapor interaction, AIAA Paper No. 80-0214.

Shankar, P. N. (2005). Eigenfunction expansions on arbitrary domains. Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences, 461(2059), 2121-2133.

Thomas, S. K., Lykins, R. C., and Yerkes, K. L., 2001, Fully developed laminar flow in trapezoidal grooves with shear stress at the liquid–vapor interface. International Journal of Heat and Mass Transfer, 44(18), 3397-3412.

Thomas, S., Klasing, K., and Yerkes, K., 1998, The effects of transverse acceleration induced body forces on the capillary limit of helically grooved heat pipes, ASME Journal of Heat Transfer, Vol. 120, pp. 441-451.

SIMULATION-GUIDED DESIGN OF A LOW-COST WIND TUNNEL FOR UAV PROPELLER TESTING

Adnan ERSOY*, Barış ODUNCU*, Berkay YILMAZ*, Utku ŞENTÜRK*
*Ege University, Faculty of Engineering, Mechanical Engineering Department, 35040 Bornova/İzmir,
adnanersoy06@gmail.com, barisoduncu81@gmail.com, berkay.ylmz5@gmail.com, utku.senturk@ege.edu.tr

Abstract: The objective of this study is to design and manufacture an open-loop, suction-type, circular cross-section wind tunnel to characterize the aerodynamic performance of 2–2.5 inch UAV propellers. A key goal of the project is to achieve this within a limited budget by utilizing an available radial blower and additive manufacturing tools. Given the relatively small scale of the system, an additional objective is to minimize secondary flow losses typically associated with corner regions. To address this, a circular cross-sectional design was adopted to achieve predominantly axial airflow in the test section with mitigated secondary flows due to corners. The test section diameter is 240.2 mm and the length-to-diameter ratio is 2.0. Based on common practice, a diffuser area ratio of approximately 2.77 and an expansion angle of 3° were selected. The contraction (collector) geometry was defined using a NASA 5th-order polynomial. Three mesh screens are to be placed in the settling chamber at 50 mm axial distance. A flow-straightening honeycomb is designed from 75 mm diameter drinking straws positioned at the chamber inlet to reduce lateral velocity components. A RANS-based CFD analysis was conducted to characterize the system, focusing on possible flow separation regions, turbulence levels and velocity profiles throughout the tunnel. The hydraulic performance was evaluated: the static pressure drop was measured as 40.15 Pa across the honeycomb, 74.66 Pa across each screen, and 679 Pa across the entire tunnel. Within the test section, the average velocity was 50.83 m/s, turbulence intensity was 0.5%, and boundary layer thickness was approximately 6 mm. CAD design of all tunnel components except the test section are finalized to be fabricated using FDM and FFF 3D printing.
Keywords: Wind Tunnel, Design, Computational, Open Loop, Suction Type.

UAV PERVANESİ TESTLERİ İÇİN KULLANILACAK DÜŞÜK BÜTÇELİ BİR RÜZGAR TÜNELİNİN SİMÜLASYONA DAYALI TASARIMI

Özet: Bu çalışmanın amacı, 2–2.5 inç boyutundaki İHA (insansız hava aracı) pervanelerinin aerodinamik performansını karakterize etmek üzere, açık çevrimli, emişli tipte ve dairesel kesitli bir rüzgar tünelinin tasarım ve üretimini gerçekleştirmektir. Projenin temel hedeflerinden biri, mevcut bir radyal fan ve eklemeli imalat (3B yazıcı) teknolojilerini kullanarak bu sistemi sınırlı bir bütçe dahilinde hayata geçirmektir. Sistemin görece küçük ölçeği göz önüne alındığında, köşe bölgelerine özgü ikincil akış kayıplarını en aza indirmek de bir diğer önemli amaçtır. Bu doğrultuda, test kesitinde ağırlıklı olarak eksenel akış sağlamak amacıyla dairesel kesitli bir tasarım düşünülmüştür. Test kesiti çapı 240.2 mm olup, uzunluk/çap oranı 2.0 olarak belirlenmiştir. Yaygın mühendislik uygulamalarına dayanarak, difüzör için yaklaşık 2.77'lik bir alan oranı ve 3°'lik bir genişleme açısı seçilmiştir. Giriş kanalının (kolektör) geometrisi, NASA tarafından tanımlanmış beşinci dereceden bir polinom ile oluşturulmuştur. Durgunlaştırıcı hazneye, 50 mm eksenel aralıklarla üç adet elek konacaktır. Yanal hız bileşenlerini azaltmak amacıyla, hazne girişine 75 mm çapında içecek pipetlerinden imal edilmiş petek yapılı bir akış düzleştirici tasarlanmıştır. Tünel boyunca hız profilleri, türbülans seviyeleri ve olası ayrılma bölgelerine odaklanarak sistemi karakterize etmek amacıyla RANS tabanlı bir HAD analizi gerçekleştirilmiştir. Hidrolik performans değerlendirilmiş; petek yapı boyunca 40.15 Pa, her bir ekran boyunca 74.66 Pa ve tüm sistem boyunca toplamda 667.47 Pa statik basınç kaybı hesaplanmıştır. Test kesitinde ortalama akış hızı 50.83 m/s, türbülans şiddeti %0.5 ve sınır tabaka kalınlığı yaklaşık 6 mm olarak belirlenmiştir. Test kesiti dışında kalan tüm tünel bileşenlerinin CAD tasarımları, FDM ve FFF tipi 3B yazıcı ile üretime uygun şekilde sonlandırılmıştır.
Keywords: Rüzgar Tüneli, Tasarım, Hesaplamalı, Açık Sistem, Emiş Tipi.

INTRODUCTION

In today's technological landscape, experiments and observations are crucial alongside theoretical knowledge and computer-aided analysis. Experiments make it possible to compare theoretical values with real values. In fluid mechanics and thermal sciences in particular, conducting different experiments enables us to solve, observe and improve complex problems. Wind tunnels have therefore been considered the basic experimental laboratory for aerodynamics and fluid mechanics studies from the past to the present day.

From the beginning of the 20th century to the present day, there have been important developments in the aeronautics, space technology, construction and automotive sectors. The design of objects requiring aerodynamic performance testing, including their size and geometric shape, should be examined in a laboratory environment using wind tunnels to study effects such as aerodynamic forces (lift and drag), pressure distribution and turbulence intensity/structure. To summarize, wind tunnel experiments are essential for optimizing and/or testing the effects of airflow on vehicles and structures (NASA Glenn Research Center, n.d.)

The need for wind tunnels has led to the publication of many studies and articles on their manufacturing, design, operation and utilization. Alongside these studies, many introductory books on the subject have been published. The increased production of air and land vehicles in our country has created a demand for wind tunnel design and manufacturing. There are a few Turkish publications on this subject. Notable local publications include those by Erim et al. (1980) and Inan et al. (2003).

The aim of this study is to eliminate secondary flow losses by using a circular cross-section instead of a square cross-sectional design, thus ensuring a more uniform, homogeneous and stable airflow and allowing the performance of the tested drone propellers to be evaluated more accurately and reliably. Additionally, the suction-type radial fan (Fan Teknik MVR-ALÇ-6), which will cover a large part of the production cost, is available at the Faculty of Engineering, Mechanical Engineering Department at Ege University, making the study manufacturable and enabling production.

WIND TUNNEL GEOMETRY AND COMPONENT DESIGN

Sizing, CAD modeling and materials selection will be given in this section.

Test Section Sizing

Since the main purpose of the wind tunnel is to test the performance of 2-2.5 inch drone propellers, the highest priority in the design phase is to create an environment where these tests can be performed. Accordingly, priority has been given to the design of the test area where the tests will be conducted. According to the information in Barlow et al. (1999), because of tunnel walls on flow, the maximum test sample width should be less than approximately 80% (0.8 times) of the tunnel width. Considering the ease of purchase, the test area diameter was selected as 240.2 mm. Based on the information in the same book, the test area length was determined to be approximately twice the diameter. The test section is planned as a PVC pipe of suitable dimensions. This design was chosen based on market research, which showed that it is easily supplied and replaceable, as different test areas may be required for different tests.

Diffuser Sizing

Component designs were continued with the diffuser that is located between the radial blower and test section since the dimensions of them were already known. The diffuser design was based on the diffuser section in the Barlow et al. (1999). Diffuser expansion angle is defined as,

$$\theta_e = \tan^{-1}\left(\frac{r_2 - r_1}{l}\right) \tag{1}$$

Here, r_1 and r_2 are the radii of the diffuser inlet and outlet sections and l is the length. In diffuser designs, the expansion angle can be selected between 3 to 7 degrees depending on the application. Also, it is recommended that the equivalent diffuser expansion angle be 3 degrees in cases where the typical area ratios are approximately 3. If the diffuser expansion angle is increased further, the likelihood of flow separation increases, compromising the accuracy of the experiment. Considering this situation, our diffuser angle has been determined to be 3 degrees. With a fan inlet radius of 200 mm, a diffuser length of 1488 mm is found from Eq. (1).

Collector (Contraction) Sizing

Collector geometries in wind tunnels are one of the most likely places for flow separation to occur, so polynomial geometries design to achieve attached flow are typically used. There are many different collector profiles in the literature for this component. In the initial design phase by Erim et al. (1985), a 6th-order parabola was used; however, it was later determined that this geometry was not suitable for the flow characteristics, leading to the

decision to use a more up-to-date and extensively researched parabola (NASA 5th Order Polynomial) given in Eq.(2) that is better suited for flow losses. (Cifuentes, 2021).

$$y = \frac{H_1}{2} - \frac{H_1}{2}\left\{\left[6\left(\frac{z}{l}\right)^5 - 15\left(\frac{z}{l}\right)^4 + 10\left(\frac{z}{l}\right)^3\right]\left(1 - \frac{H_2}{H_1}\right)\right\} \quad (2)$$

Here, z is the streamwise distance from the collector inlet, H_1 and H_2 are the inlet and outlet diameters. Because additive manufacturing technique is to be used in this work, manufacturability is a very important factor in collector sizing. Also, collector area ratio and length are quite critical in terms of flow quality and turbulence level. examining common practice in the literature, it is observed that low-budget, low-speed, research-focused wind tunnels typically have an area ratio of 6 to 9 (Mehta and Bradshaw, 1979). As project budgets, required flow speeds, and desired test accuracy increase, higher aspect ratios can be used; for example, in high-precision tunnels at institutions like NASA, aspect ratios can reach up to 16 to 20. The collector area ratio in this work is therefore set to 8, which is commonly used in similar applications. Note that the collector outlet section is already set by the test section dimensions. This yields a collector inlet diameter of 690 mm. The collector has a 1:1 aspect ratio. Finalized shape of the collector is shown in Figure 1.

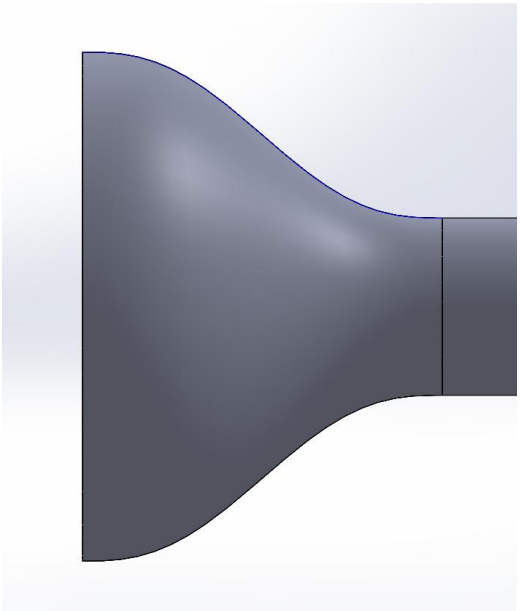


Figure 1. Collector shape according to Eq. (2).

Settling Chamber Sizing

This section is placed at the entrance of the tunnel, connecting to the inlet of the collector. It should be sufficiently long to accommodate auxiliary structures (such as the flow straightener and screens) in this area and to allow the flow to settle and stabilize. Accordingly, the settling chamber length was calculated as 488 mm, selected at a 1:1 ratio to the collector length. Locations of the flow straightener and three screens in the chamber are shown in Figure 2.

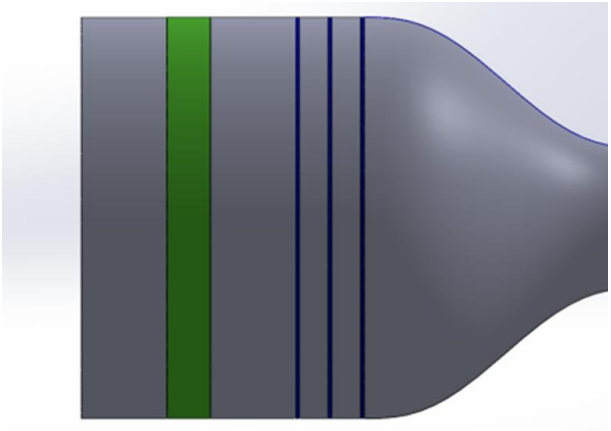


Figure 2. Locations of the flow straightener (green region) and three screens (blue regions) in the chamber.

The structures inside the settling chamber are designed to make the airflow in the wind tunnel free of lateral velocities with decreased levels of turbulence. To achieve this, one flow straightener honeycomb structure will be used to smooth the airflow entering the wind tunnel, and three screens will be used to eliminate turbulent structures, such as eddies within the airflow. As this component cannot be manufactured, a selection will be made from the screens found suitable in market research experiments (Mahesh and Jayaraman, 2024) Of these, the screen shown in Figure 3 was selected as the most suitable in terms of availability and economy. Dimensions are given in Table 1.

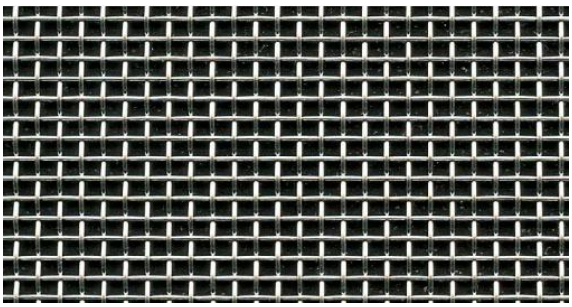


Figure 3. Stainless steel wire screen (Mesh 10). (Mahesh, B. Jayaraman, 2024).

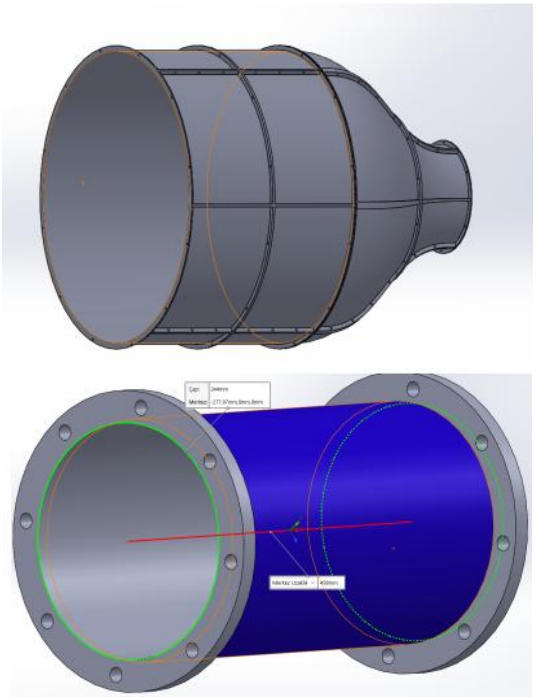
Table 1. Dimensions of the screens used in the tunnel. (Mahesh, B. Jayaraman, 2024).

Wire Diameter (mm)	Aperture (mm)	Screen Thickness (mm)
0.5	2.04	1

Honeycomb structures are directly supplied; however they have a very small nationwide supply and are sold at very high prices. Given these factors, they are almost impossible to source for a low-budget production plan. Therefore, it was decided to create a honeycomb-like structure by gluing straws together, as this is a more economical method. It was decided that the structure would be made using 7.5 cm straws among straws of different lengths and widths, taking advantage of research in the literature (Andırın, 2022; Loehrke and Nagib, 1976)

Computer Aided Modeling of Components for Manufacturing

Sizings provided in the previous sections determine the flow areas along the tunnel. The component designs are finalized according to the structural and manufacturing concerns. At this stage, flanges that provide sealing between components were added. Because there are size limitations of the 3D printing machines, the components were sliced into smaller sections that will also be assembled by bolted connections. Final designs of the collector&settling chamber, test section and diffuser are shown in Figure 4.



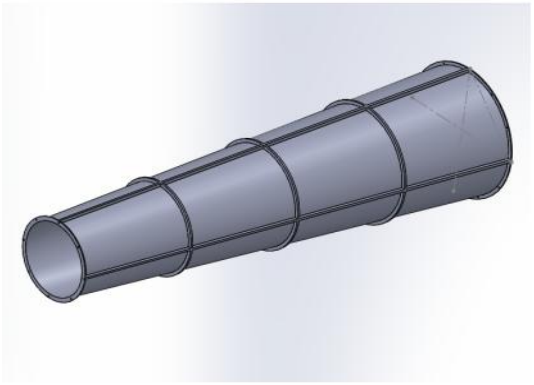


Figure 4. Final designs of the collector&settling chamber, test section and diffuser.

RANS BASED CFD SIMULATIONS

To evaluate the aerodynamic performance of the wind tunnel design, a steady-state CFD analysis was conducted using the ANSYS Fluent 2021R2 solver. The computational domain was derived directly from the construction CAD model with geometric consistency through all fluid zones. As illustrated in Figure 3.1, the domain includes one flow straightener and three mesh screen zones located within the settling chamber region, followed sequentially by the contraction, test section, and diffuser flow zones.

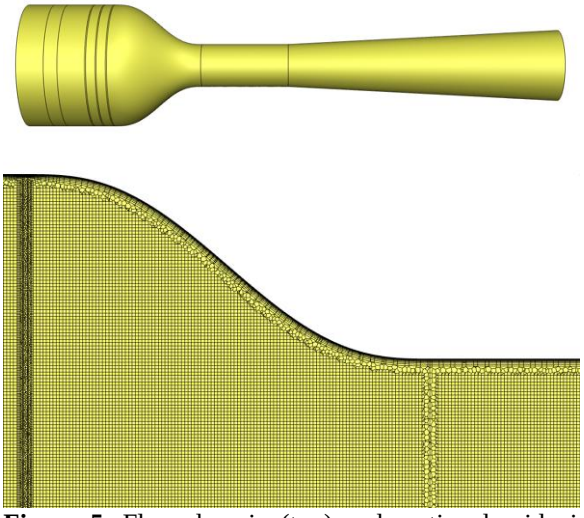


Figure 5. Flow domain (top) and sectional grid view (bottom).

Meshing was performed using Fluent Meshing software with the poly-hexcore grid type. This approach generates high-quality hexahedral cells in the core flow regions, with polyhedral boundary cells stacked adjacent to the walls to better capture near-wall turbulence behavior. The grid properties obtained from a preliminary grid sensitivity study are as follows: A total of 10 inflation layers were applied on all solid surfaces, with a first layer height of 0.0002 m and a transition

ratio of 0.272. To resolve thin flow-control regions, a local body sizing of 0.002 m was assigned to the screen zones. Surface mesh sizing was constrained between 0.001 m and 0.008 m to maintain control over cell aspect ratios and gradient transitions across the geometry. The final grid had approximately 10.5 million cells with a minimum orthogonal quality of 0.5.

A pressure-based, isothermal flow solver was used. The working fluid was modeled as incompressible air at standard conditions, with a density of 1.225 kg/m³ and dynamic viscosity of 1.7894×10-5 Pa·s. The k–ω SST turbulence model was selected for its known accuracy in capturing adverse pressure gradients and separation regions, and it was applied with default Fluent settings. Porous media models were used to simulate the effects of the flow straightener and screen zones. Each zone was assigned directional resistance coefficients, as summarized in Table 2. These coefficients were obtained from existing studies (Mahesh, B. Jayaraman, 2024; Loehrke and Nagib, 1976).

Table 2. Directional resistance coefficients of the porous model.

	Screens	Straightener
Inertial	299.755	8.415
Viscous	4.40×10^{7}	2.86×10^{6}

At the inlet boundary, a total pressure of 0 Pa (gauge) was specified, simulating atmospheric suction. At the outlet, a mass flow rate of 2.912 kg/s was prescribed. This flow rate corresponds to the intersection point of the numerically derived system curve of the tunnel and the performance curve of the blower (Figure 6), obtained by a series of preliminary simulations with varying outlet conditions.

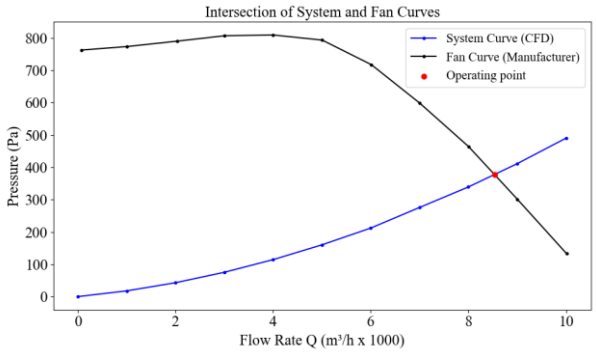


Figure 6. Operating point estimation using CFD.

A coupled solver scheme was used to accelerate convergence. Spatial discretization was applied using second-order accuracy for pressure and second-order upwind schemes for momentum and turbulence quantities. Residual convergence was defined as a drop below 10-4 for all governing equations. Additionally, the convergence of static pressure at the outlet boundary was monitored. At these conditions, the Reynolds number at the test section was computed as Re = 849060, indicating fully turbulent flow in the measurement region. Post-processed turbulence intensity was calculated by $TI = \sqrt{2k/3}/U_{ref}$ where U_{ref} was taken to be the area-averaged axial velocity at the test section.

Simulation Results

Largest area-averaged y^+ value obtained on the tunnel walls is 4.2 which is located on the test section walls. As the flow problem is a wall-bounded type with no significant separation, the first cell height center remains in the viscous sub layer and is found to be sufficient. Total and static pressure drops across the entire tunnel were found to be 380 Pa and 679 Pa, respectively. Figure 7. shows the velocity profiles along equidistant radial lines from the test section entrance to exit. Except the entrance profile is affected by the contraction, the section velocity profiles are observed to have negligible non-uniformity. Boundary layer thickness at the midway profile is calculated as 6 mm.

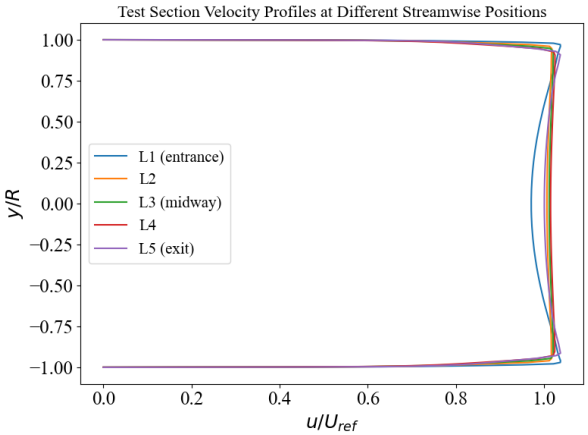


Figure 7. Test section velocity profiles on lines L1 (entrance) to L5 (exit).

In Figure 8, axial variation of the computed turbulence intensity is plotted. Results show that the intensity derived from the computed turbulence kinetic energy is as low as 0.5 percent along the test section (marked by the red dashed lines) which meets the desired conditions.

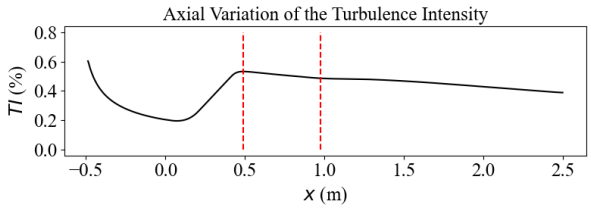


Figure 8. Axial variation of the computed turbulence intensity across the tunnel. Dashed lines mark the test section.

Vector plots near walls of three critical regions are plotted in Figure 9: entrance and exit of the test section and exit of the diffuser. Our simulations show that no flow separation is present across the tunnel walls.

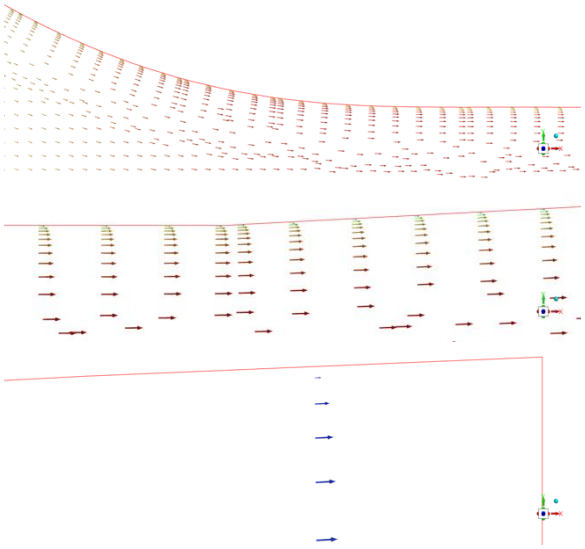


Figure 9. Velocity vectors on the tunnel: Test section entrance (top) and exit (middle), tunnel exit (bottom).

ADDITIVE MANUFACTURING OF THE TUNNEL PARTS

The 3D printing processes are carried out with the help of printers located at the Deep Tech factory at Ege University. Using the Creality 3040 FDM 3D printer (Fig 10, top), the first printer in factory, we can produce products with complex geometries with high precision and at a low cost. This allows us to prototype designs and create concept models. Creality 3040 FDM 3D printer has a printing region dimensions of 300 mm x 300 mm x 400 mm. The second printer is the 3DGence F421 FFF 3D printer (Fig 10, bottom). It has a faster and larger production capacity, allowing us to produce complex designs with high strength and precision. This accelerates the prototyping and mass production processes and allows for design testing before mass production. The machine can process engineering polymers and their composite derivatives, offering a wide range of materials and colors. The printing region dimensions are 380 mm x 380 mm x 420 mm. Note that the FFF (Fused filament fabrication) and FDM (Fused deposition modeling) terms describe the characteristics of an additive manufacturing process. The same filament used both but only difference is the terminology. The design created in the CAD program was transferred to the 3D printer Slicer program and production began (Figure 11).



Figure 10. FDM 3D Printer (top) and industrial FFF 3D Printer (bottom).

ABS filament was chosen as the production material for several reasons, including its affordability, availability, and superior resistance to heat and impact compared to

alternative options. The printing process was carried out using an FFF-type 3D printer with a high material deposition capacity, which enabled a faster and more efficient production rate.

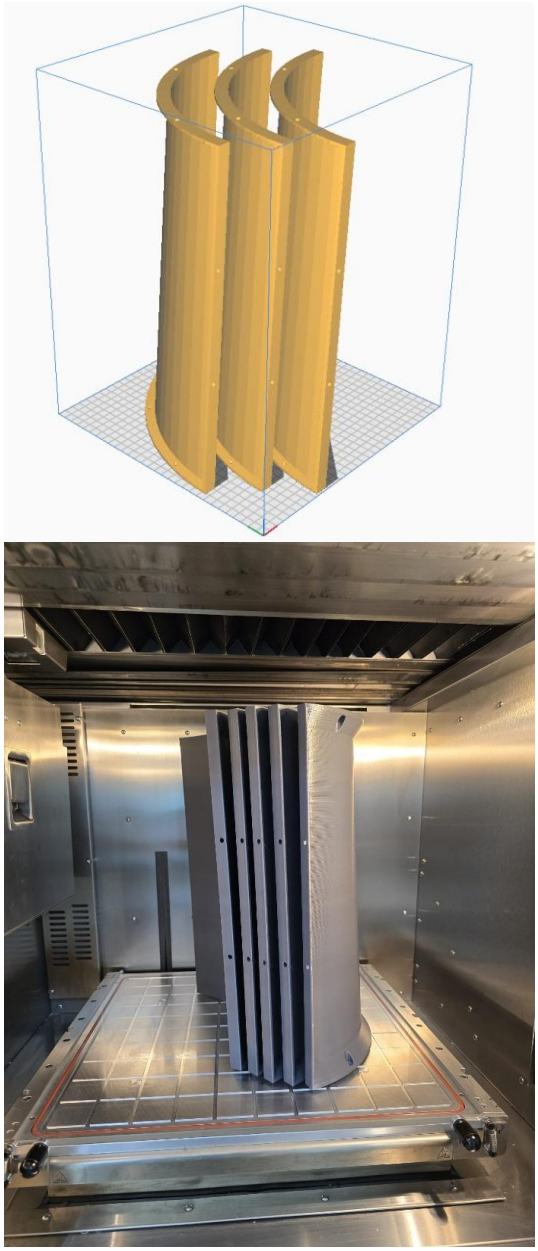


Figure 11. Slicer software view (top) and diffuser parts printed in FFF 3D printer.

CONCLUSION

The simulation-guided design of a low-cost, open-loop, suction-type wind tunnel for aerodynamic testing of 2–2.5 inch UAV propellers has been presented. The tunnel was designed to operate with an available radial blower, and its components—including the contraction, test section, and diffuser—were dimensioned using established design guidelines from the literature. To minimize secondary flows and ensure predominantly axial velocity in the test section, an axisymmetric layout was adopted throughout the system. RANS-based CFD simulations were performed to evaluate pressure losses, velocity distributions, and turbulence characteristics. The results show smooth acceleration through the contraction and an attached flow profile within the test section. System pressure drop was quantified component-wise, and turbulence intensity values were analyzed. In addition to the numerical work, several tunnel components were fabricated using FDM-type additive manufacturing. The contraction and diffuser sections were successfully printed in modular form using ABS material, with flange connections designed for sealing and ease of assembly. The experimental validation is ongoing. Future efforts will focus on finalizing the remaining parts and validating the flow quality through physical measurements.

SYMBOLS

θ_e	Diffuser expansion angle
r_1	Diffuser entry radius
r_2	Diffuser exit radius
l	Diffuser length
C_2	Inertial resistance
$1/\alpha$	Viscous resistance
ρ	Density
μ	Viscosity
Δn	Thickness
z	Streamwise coordinate
H_1	Collector entry diameter
H_2	Collector exit diameter

ACKNOWLEDGEMENTS

Authors gratefully acknowledge the support from TÜBİTAK BIDEB 2209a programme under the grant number 1919B012425605. Also, authors gratefully acknowledge the technical support provided by Fırat Mavi of Deep Tech Factory at Ege University.

REFERENCES

Anderson J.D., 1989, Introduction to Flight, McGraw-Hill, New York, USA.

Andırın M.A., 2022, Generation and Experimental Investigations of Gusty Flows in Wind Tunnels, Master's Thesis, Aerospace Engineering, Middle East Technical University, Ankara, Turkey.

Barlow J.B., Rae W.H., Pope A., 1999, Low-Speed Wind Tunnel Testing, 3rd ed., Wiley, New York, USA.

Bell J.H., Mehta R.D., 1988, Contraction Design for Small Low-Speed Wind Tunnels, Design Rules for Small Low Speed Wind Tunnels.

Bradshaw P., 1965, The Effect of Wind Tunnel Screens on Nominally Two-Dimensional Boundary Layers, Journal of Fluid Mechanics, 22, 679–687.

Bradshaw P., 1968, Simple Wind Tunnel Design, Aero Report, No. 1258, N.P.L.

Cifuentes C.L., 2021, Design of a High Subsonic Nozzle for a Transonic Linear Cascade Operating at Near Stall Conditions, Bachelor's Thesis, Energy Technology, KTH Royal Institute of Technology, Stockholm, Sweden.

Erim M.Z., Atlı V., Kavasoğlu Ş., 1980, Alçak Ses Altı Bir Hava Tünelinin İmalatı ve Deney Odasında Hız Profilinin Tayini, VII. Bilim Kongresi Tebliğ Özetleri, TÜBİTAK, 29 September–3 October, 633–664, Ankara, Turkey.

Fan Teknik. (n.d.). 10.000 m³/h / MVR-ALÇ-6 alçak basınçlı radyal fanlar. https://fanteknik.com.tr/p-2249-10-000-m-h-mvr-alc-6-alcak-basincli-radyal-fanlar.html

Göv İ., 2021, Comparison of Hexagonal, Square and Circular Sectioned Honeycomb Performance in a Wind Tunnel, The International Journal of Energy and Engineering Sciences, 6(2), 50–59.

Göv İ., 2021, Comparison of Square and Circular Sectioned Wind Tunnel Performance, The International Journal of Energy and Engineering Sciences, 6(2), 50–59.

Internet, n.d., NASA Glenn Research Center, Educational Resources and Research Publications, https://www.nasa.gov/?search=wind+tunnel

İnan A.T., Onat A., Gül M.Z., 2003, Çok Amaçlı, Ses Altı, Düşük Hızlı Hava Tüneli Tasarımı, İmalatı ve Hız Çalkantı Ölçümleri, K.S.Ü. Fen ve Mühendislik Dergisi, 6(1).

Kahvecioğlu Y., 2020, Açık Devre Emme Tipi Rüzgar Tüneli Tasarımı, Master's Thesis, Mechanical Engineering, Ondokuz Mayıs University, Samsun, Turkey.

Kaya M., 2003, Sesaltı Rüzgar Tünelleri, Dizayn Esasları ve Emmeli Tip Sesaltı Rüzgar Tüneli Tasarımı, Master's Thesis, Aeronautical Engineering, Istanbul Technical University, Istanbul, Turkey.

Kılıçkaya M.C.Ç., 2022, Design, Fabrication, Instrumentation and Testing of an Educational Wind Tunnel, Master's Thesis, Aerospace Engineering; Mechanical Engineering; Engineering Sciences, Atılım University, Ankara, Turkey.

Knight I.K., Ellis P.F.M., Sullivan A.L., 1979, The CSIRO Vertical Wind Tunnel, CSIRO Forestry and Forest Products, Technical Report No. 133.

Kuyumcu K.G., 2024, Preliminary Design of an Intermittent Blowdown Supersonic Wind Tunnel, Master's Thesis, Aerospace Engineering, Sivas University of Science and Technology, Sivas, Turkey.
Loehrke R.I., Nagib H.M., 1976, Control of Free-Stream Turbulence by Means of Honeycombs: A Balance Between Suppression and Generation.

Mahesh K., Jayaraman B., 2024, Airflow Resistance Analysis of Wire Screens Used in Waste Heat Recovery Systems.

Özbek Yanmaz G., 2019, Scaling for Icing Wind Tunnel Tests and Validation with Numerical Simulations, Master's Thesis, Aeronautical Engineering, Middle East Technical University, Ankara, Turkey.

Özdoğan O., 2024, Enhancing the Operational Efficiency of ITU Trisonic Wind Tunnel Using Data Driven Methods, Master's Thesis, Aerospace Engineering, Istanbul Technical University, Istanbul, Turkey.

Özkanaklı M.H., 2023, Ice Accretion Simulation and Scaling Analysis for Conceptual Design of an Icing Wind Tunnel, Ph.D. Dissertation, Aeronautical Engineering, Middle East Technical University, Ankara, Turkey.

Punkhurst R.C., Holder D.W., 1952, Wind Tunnel Technique, Sir Isaac Pitman & Sons, London.

Rae W.H., Pope A., 1984, Low Speed Wind Tunnel Testing, John Wiley & Sons, New York, USA.

Shrimali D.K., Patel H.B., 2022, Study of Different Contraction Designs of Wind Tunnel for Better Performance by Using CFD, International Research Journal of Engineering and Technology (IRJET), 6(June), 565–570.

Şenol S., 2006, Emişli Tip Bir Sesaltı Rüzgar Tüneli Tasarımı ve Bilgisayar Destekli Simulasyonu, Master's Thesis, Mechanical Engineering, Kocaeli University, Kocaeli, Turkey.

Ulu T., 2022, Design of a Traverse System for the Characterization of a Large-Scale Wind Tunnel, Master's Thesis, Aerospace Engineering, Middle East Technical University, Ankara, Turkey.

Yığılı İ., 2022, Design and Experimental Investigation of a Wind Tunnel Gust Generator, Master's Thesis, Aerospace Engineering, Middle East Technical University, Ankara, Turkey.

PERFORMANCE ANALYSIS OF THE MITSUBISHI 4D31 DIESEL ENGINE UNDER VARIABLE SPEED AND EGR CONDITIONS

Gözde EKMEKÇİ GÜÇLÜTEN*, Zişan ÇARDAK*, Gökhan TÜCCAR*
*Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü, 01250 Sarıçam, ADANA, gekmekci@atu.edu.tr, gtuccar@atu.edu.tr, 190108043@ogr.atu.edu.tr

Abstract: This study examines the torque, power, specific fuel consumption (SFC) and NOx emission values of the Mitsubishi 4D31 engine at different speed (rpm) ranges and EGR (Exhaust Gas Recirculation) system ratios. The analyses were performed using Diesel-RK, an advanced simulation software developed for diesel engines. Mitsubishi 4D31 is a diesel engine widely used in commercial vehicles and light trucks, known for its durability and reliability. This investigation was conducted to evaluate the behavior of engine performance and emission characteristics under different operating conditions and to identify possible improvement opportunities. The efficiency and environmental impacts of the engine were analyzed in detail through simulations performed with Diesel-RK software. Within the scope of this study, the obtained data were evaluated in detail and various suggestions were presented to optimize the performance of the engine.
Keywords: Diesel-RK, EGR, Engine Performance, Emission

Özet: Bu çalışma, Mitsubishi 4D31 motorunun farklı hız (rpm) aralıklarında ve EGR (Egzoz Gazı Devridaimi) sistemi oranlarında tork, güç, özgül yakıt tüketimi (SFC) ve NOx emisyon değerlerini incelemektedir. Analizler, dizel motorlar için geliştirilmiş gelişmiş bir simülasyon yazılımı olan Diesel-RK kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Mitsubishi 4D31, ticari araçlarda ve hafif kamyonlarda yaygın olarak kullanılan, dayanıklılığı ve güvenilirliğiyle bilinen bir dizel motordur. Bu inceleme, motor performansının ve emisyon özelliklerinin farklı çalışma koşulları altındaki davranışını değerlendirmek ve olası iyileştirme fırsatlarını belirlemek için yapılmıştır. Diesel-RK yazılımıyla yapılan simülasyonlar sayesinde motorun verimliliği ve çevresel etkileri ayrıntılı olarak analiz edilmiştir. Bu çalışma kapsamında, elde edilen veriler ayrıntılı olarak değerlendirilmiş ve motorun performansını optimize etmek için çeşitli öneriler sunulmuştur.
Anahtar Kelimler: Diesel-RK, EGR, Motor performansı, emisyon

INTRODUCTION

Today, internal combustion engines, especially diesel engines, are widely used in various fields such as commercial vehicles, industrial equipment and power generation systems (Mueller and Boudart, 2016). The performance, fuel consumption and emission values of these engines are of great importance in terms of both operating costs and environmental impact (Tian, 2020). In this context, understanding how engines behave under different operating conditions (rpm) and different emission control strategies (e.g. Exhaust Gas Recirculation - EGR) is critical for optimizing engine design and improving operating efficiency (Zhang, 2015 & Yılmaz, 2018 & Mueller and Boudart, 2016). This study aims to comprehensively examine the performance and emission characteristics of the Mitsubishi 4D31 diesel engine at different speeds (rpm) and EGR (Exhaust Gas Recirculation) system ratios. The Mitsubishi 4D31 engine is a well-known engine model known for its robustness and reliability and is frequently used especially in commercial vehicles. Determining how this engine performs under different operating conditions and how much emissions it produces is of great importance for both engine optimization and the development of emission control strategies (Güleç and Koç, 2019 & Patel and Soni, 2017). This study was carried out using a special software called Diesel-RK. Diesel-RK is a powerful tool used in engine simulation and analysis and helps to accurately predict the behavior of the engine under different parameters (Polat, 2022). With this software, important parameters of the engine such as torque, power, specific fuel consumption (SFC) and nitrogen oxide (NOx) emissions can be examined in detail for different rpm and EGR rates. The main purpose of the study is to create a performance and emission map of the 4D31 engine, to understand the effect of the EGR system on the performance and emissions of the engine

and to use the obtained data in engine optimization studies. The information obtained as a result of this study will contribute to the more efficient and environmentally friendly operation of the engine. At the same time, this study will guide engine designers and engineers in developing strategies to improve the performance and emissions of the 4D31 engine.

MATERIAL AND METHODS

Overview of Engine

The Mitsubishi 4D31 engine is a durable and efficient diesel engine manufactured by Mitsubishi, a Japanese company. It is commonly used in commercial vehicles and heavy machinery such as trucks, minibuses, construction equipment, and generators. Known for its reliability, power output, and fuel efficiency, the 4D31 engine has proven to be a versatile option in various applications. This section aims to provide a detailed overview of the technical specifications and performance of the Mitsubishi 4D31 engine.

Table 1. Technical Specifications of Engine

Engine Type	4-cylinder, inline diesel engine
Cooling System	Water-cooled
Bore	100 mm
Stroke	115 mm
Compression Ratio	22.0:1
Max. Power Output	105-115 horsepower (78-86 kW) @ 2,800 - 3,000 rpm
Max. Torque	225-250 Nm @ 2,000-2,500 rpm

The Mitsubishi 4D31 engine is known for its ability to generate high torque, especially at low rpm. This characteristic makes it particularly well-suited for heavy-duty applications, such as commercial vehicles and industrial equipment. The engine produces a maximum power output of 105-115 horsepower, reaching its peak power at around 2,800 - 3,000 rpm. The engine's ability to produce high torque at lower revs enhances its load-bearing capabilities, making it reliable even in harsh conditions. Direct injection technology improves fuel efficiency by ensuring optimal combustion, while also reducing emissions. The turbocharged versions of the engine provide even higher power output by allowing more air into the combustion chamber, thus enhancing engine performance.

Diesel-RK Software

Diesel-RK is a comprehensive analysis tool designed for engine engineering and research. The software can perform simulations for two-stroke and four-stroke engines and offers the following key features:
•Engine Performance Analysis: Calculations of power, torque, specific fuel consumption (ESFC), and efficiency
•Combustion and Emission Modeling: Calculation of NOx, CO2, and particulate matter (PM) emissions
•Turbocharging and Bypass Optimization: Performance and efficiency enhancement analysis for turbocharged engines
•EGR System Evaluation: Optimization and impact assessment of exhaust gas recirculation (EGR) rates
•Support for Different Combustion Strategies: Modeling of advanced combustion techniques such as PCCI (Partially Premixed Compression Ignition) and RCCI (Reactivity Controlled Compression Ignition)
•Fuel Type Analyses: Engine performance evaluations for diesel, gasoline, biodiesel, and alternative fuels
•Full-Cycle Thermodynamic Modeling: Detailed simulations covering the entire engine operating cycle

Diesel-RK software is used for various purposes in the automotive and energy sectors:
•Engine Design and Development: Simulation and analysis of new engine designs
•Emission Control Studies: Development of eco-friendly engines and compliance with emission standards
•Academic and Research Studies: Internal combustion engine analyses conducted by universities and research institutes
•Fuel and Combustion Optimization: Determination of the effects of alternative fuels and new combustion strategies on engine performance
•Industrial Applications: Efficiency enhancement studies for commercial vehicle and generator engines

Experimental Setup and Conditions

In this experiment, the effects of disabling the EGR system on the engine performance were observed across the range of 900 RPM to 3300 RPM.

Additionally, the behavior of engine power, torque, SFC and NOx emissions were observed when the EGR ratio was set at 10%, 20% and 30% starting from 0%.

RESULTS AND DISCUSSION

Effects of EGR Rate on Engine Power

The findings indicate that as the EGR rate increases, engine power decreases. When comparing EGR rates of 10%, 20%, and 30%, it is observed that power losses become more pronounced at higher EGR levels.

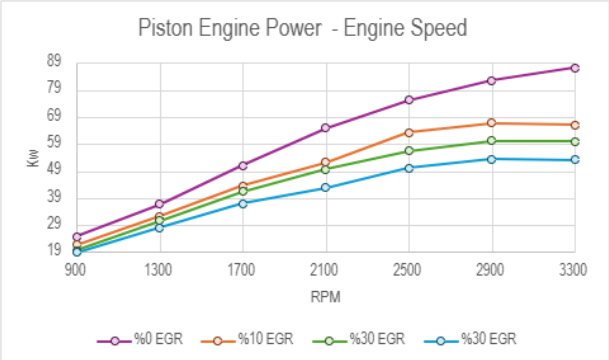


Figure 1. Engine power vs. engine speed at different EGR rates.

This is primarily due to the reduction in oxygen availability in the combustion chamber, leading to incomplete combustion and lower thermal efficiency. At higher RPMs (above 2500 RPM), the power loss is particularly noticeable due to increased exhaust gas dilution. Similar trends have been reported in previous studies, where excessive EGR rates negatively affect combustion efficiency and power output.

Effects of EGR Rate on Torque

The increase in the EGR rate also has a significant impact on engine torque. At low and mid-range RPMs (900-2000 RPM), torque reduction is moderate, but at higher RPMs (2500 RPM and beyond), the torque loss becomes more severe.

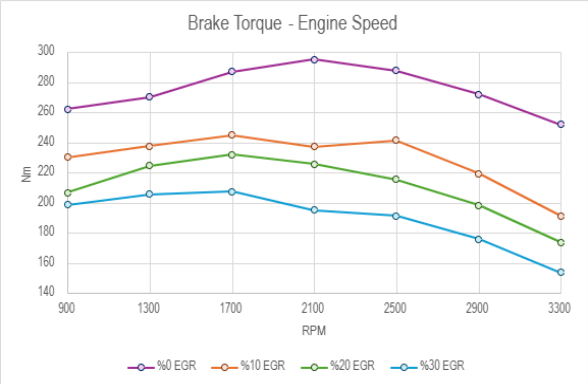


Figure 2. Torque vs. engine speed at different EGR rates

The decrease in torque can be attributed to the reduced oxygen concentration in the intake charge, which slows down the combustion process and reduces the effective pressure inside the cylinder. Additionally, the lower combustion temperature at high EGR levels leads to incomplete fuel combustion, further reducing torque production.

Effects on Specific Fuel Consumption (SFC)

The experimental results show that increasing the EGR rate leads to a rise in specific fuel consumption (SFC). Particularly at 20% and 30% EGR levels, a significant increase in SFC is observed.

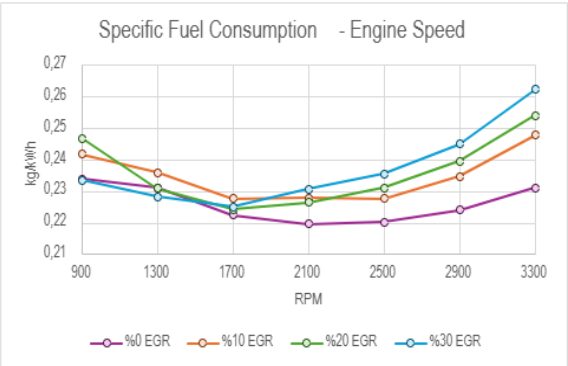


Figure 3. Specific fuel consumption vs. engine speed at different EGR rates

This increase can be attributed to incomplete combustion caused by lower oxygen levels, requiring the engine to consume more fuel to produce the same power output. Studies in the literature also confirm that high EGR levels reduce combustion efficiency and increase fuel consumption.

Effects on NOx Emissions

As the EGR rate increases, NOx emissions decrease significantly. The lowest NOx emission values were obtained at a 30% EGR rate.

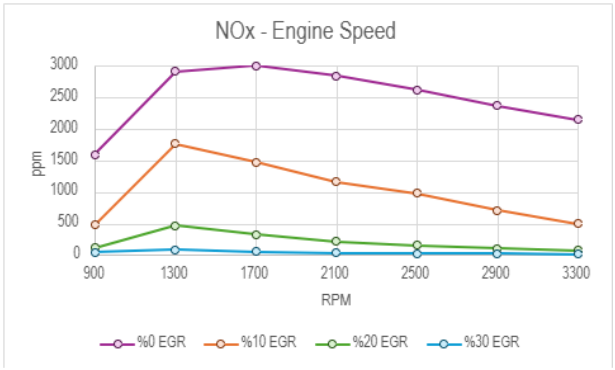


Figure 4. NOx vs engine speed at different EGR rates

This can be explained by the fact that exhaust gas recirculation lowers combustion temperatures, thereby suppressing NOx formation. However, alongside this benefit, an increase in carbon monoxide (CO), hydrocarbons (HC), and particulate matter (PM) emissions can be expected. It shows that while high EGR rates effectively reduce NOx emissions, they may also lead to an increase in other harmful emissions.

CONCLUSION

This study highlights the importance of selecting an appropriate EGR rate to achieve the optimum balance between performance and emission control. The results suggest that while EGR is effective in reducing NOx emissions, it can have adverse effects on engine performance and fuel consumption. Therefore, determining the optimum EGR rate is crucial. A 10% EGR rate appears to significantly reduce NOx emissions while causing minimal performance loss. However, at 20% and 30% EGR levels, performance losses and increased fuel consumption become more pronounced.
The results indicate that while increasing the EGR rate effectively reduces NOx emissions, it also negatively impacts power, torque, and fuel consumption. Therefore, an optimized EGR rate should be determined to achieve the best balance between emissions and performance. Based on the findings, a moderate EGR level (around 10-15%) may be a suitable compromise for maintaining engine efficiency while keeping NOx emissions under control.

To minimize the negative effects of high EGR rates, advanced combustion techniques such as multiple fuel injections, variable valve timing, and turbocharging should be considered. These technologies can help maintain combustion efficiency even at higher EGR levels, reducing power and torque losses while keeping NOx emissions low.

EGR cooling plays a crucial role in controlling combustion temperature and improving overall efficiency. Using advanced EGR coolers, such as liquid-cooled or finned heat exchangers, can help lower intake charge temperatures, leading to more stable combustion and reduced fuel consumption. Future studies should focus on evaluating the impact of different EGR cooling technologies on performance parameters.

The quality of the fuel used in diesel engines significantly affects combustion efficiency, especially when high EGR rates are applied. Low-sulfur diesel fuels and fuel additives can enhance combustion stability, reduce particulate emissions, and improve engine performance.

While EGR is effective in reducing NOx emissions, prolonged use of high EGR rates can lead to carbon buildup, increased soot deposits, and potential wear on engine components. Future research should focus on assessing the long-term durability of engines operating with high EGR levels and developing maintenance strategies to mitigate potential drawbacks. Furthermore, developing a more efficient EGR system requires a combination of computational fluid dynamics (CFD) simulations and real-world experimental studies. CFD modeling can help analyze air-fuel mixing, combustion efficiency, and emissions under various EGR ratios. Experimental validation of these models will provide deeper insights into optimizing EGR strategies for specific engine types.

REFERENCES

Güleç, N., & Koç, E. (2019). Effects of Exhaust Gas Recirculation on Engine Emissions and Performance of Diesel Engines. Energy Conversion and Management, 191, 13-22.

Mueller, S., & Boudart, M. (2016). A Review of Exhaust Gas Recirculation for Diesel Engines and Its Impact on Emission Control. Journal of the Society of Automotive Engineers, 230(1), 45-58.

Patel, H., & Soni, A. (2017). Impact of EGR Rates on Engine Emissions and Performance. International Journal of Engine Research, 18(2), 201-215.

Polat, F. (2022). Investigation of the effect of compression ratio on the emission and performance characteristics of diesel engines with using Diesel RK software. Gümüşhane Üniversitesi Fen Bilimleri Dergisi, GUJS (2022) 12(3): 826-838.

Tian, C., et al. (2020). Analysis of the Effects of EGR and Turbocharging on Diesel Engine Performance. SAE International Journal of Engines, 13(3), 548-560.

Yilmaz, M., & Cengiz, M. (2018). Effect of EGR on the Performance and Emissions of Diesel Engines. Applied Thermal Engineering, 130, 234-245.

Zhang, W., et al. (2015). Experimental Study of Exhaust Gas Recirculation on a Diesel Engine Performance. Journal of Energy Engineering, 141(6), 04015021.

THERMAL STRESS ANALYSIS OF AN EXHAUST MANIFOLD IN A TURBOCHARGED GASOLINE ENGINE UNDER VARYING OPERATIONAL CONDITIONS

Gözde EKMEKÇİ GÜÇLÜTEN*, Ömer CERYAN, Gökhan TÜCCAR***
*Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü, 01250 Sarıçam, ADANA, gekmekci@atu.edu.tr, gtuccar@atu.edu.tr
** TCI Aircraft Interiors, Cabin Design Department, Pendik, ISTANBUL, omerceryan@gmail.com

Abstract: This study investigates the thermal stresses of an exhaust manifold in a turbocharged gasoline engine operating under various engine conditions. A transient nonlinear finite element method (FEM) was applied to simulate temperature distribution, stress concentration, and mechanical deformations under thermal shock cycles. Reinforcements were added at critical stress regions, which showed positive results. The GJS-SiMo-5.0-1.0 cast iron material maintained its integrity especially under thermo-mechanical fatigue (TMF) scenarios. The overall manifold design successfully passed thermal and structural analysis tests.
Keywords: Exhaust manifold, CFD, TMF, Heat transfer, High-temperature materials

Özet: Bu çalışma, farklı motor çalışma koşullarında çalışan turboşarjlı benzinli bir motorun egzoz manifoldunda oluşan ısıl gerilmelerin analizini kapsamaktadır. Termal şok döngüleri altında, geçici doğrusal olmayan sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak sıcaklık dağılımları modellenmiştir. Yüksek sıcaklık altındaki bölgelerde yapılan malzeme takviyeleri ve yapısal iyileştirmeler başarılı sonuçlar vermiştir. Kullanılan GJS-SiMo-5.0-1.0 dökme demiri, özellikle termo-mekanik yorulma koşulları altında dayanımını korumuştur. Sonuç olarak, manifold tasarımı termal analiz testlerinden başarıyla geçmiştir.
Anahtar Kelimler: Egzoz manifoldu, CFD, TMF, Isı Transferi, Yüksek Sıcaklık Malzemeleri

INTRODUCTION

The exhaust manifold is one of the most critical components in an internal combustion engine, especially in turbocharged configurations where exhaust gas temperatures can exceed 900°C. Its primary function is to collect exhaust gases from multiple cylinders and channel them toward the turbocharger with minimal pressure loss and maximum thermal durability. However, due to its exposure to extreme thermal gradients and cyclic loading, the manifold is susceptible to cracking, warping, and fatigue-induced failures. These thermal and mechanical stresses are particularly problematic during rapid load transitions, such as engine start-up, acceleration, or deceleration cycles (Yalçındağ, 2018).

Recent advancements in computational tools have enabled engineers to simulate real engine conditions using coupled Computational Fluid Dynamics (CFD) and Finite Element Analysis (FEA), significantly improving predictive accuracy. Studies by Liu et al. (2013) and Patil and Bhat (2020) highlight the impact of transient temperature profiles and material behavior under Thermo-Mechanical Fatigue (TMF). Material selection plays a pivotal role; cast irons with silicon and molybdenum additives, such as GJS-SiMo-5.0-1.0, have demonstrated excellent performance in high-temperature exhaust environments (De Azevedo Cardoso et al., 2016). Geometry optimization has also become a key design strategy to mitigate thermal stress concentrations around flanges and sharp curvature zones (Gocmez et al., 2009).

This study presents a comprehensive thermal stress analysis of an exhaust manifold designed for a turbocharged gasoline engine. A transient non-linear FEM model was developed using ABAQUS, incorporating heat flux inputs from STAR-CCM+ CFD simulations (Duman, 2016). The model accounts for temperature-dependent material properties, real-world boundary conditions, and cyclic thermal loading. The goal is to evaluate structural integrity under full-load, idle, and rated conditions, and to propose design modifications where needed. The findings aim to support more durable manifold designs and reduce reliance on costly experimental testing.

MATERIAL AND METHODS

This section explains the design process, material considerations, and simulation framework. A V8 4.6L gasoline engine configuration was selected for the exhaust manifold design. Design considerations included gas flow uniformity, wall thickness distribution, and flange integrity. CFD analysis (using STAR-CCM+) provided surface heat flux values, which were mapped to ABAQUS for transient thermal-stress analysis [Chen et al., 2014; Patil and Bhat, 2020].

Exhaust Manifold Design

The design of the exhaust manifold plays an important role in preventing fatigue and thermal failures.
The main function of the exhaust manifold is to collect the exhaust gas in one area and guide it to the next system as an adapter. Due to their position and function within the engine, the exhaust manifold collects gases from multiple exhaust ports and channels them toward the turbocharger. That is, it is formed by combining several gas inlets and one gas outlet.
The exhaust manifold was designed using the CATIA V5 3D design program, guided by the listed design steps. Throughout the entire design process, the exhaust manifold has been designed considering that it is a part that is exposed to high temperature, static loads, vibration and working in contact with high soot gas. During the design, every detail on the piece was completed considering these conditions.
Compared to the past, modern engines produce lower emissions due to advances in technology. The methods of reducing the emission values of the engines vary. Within the framework of emission rules, 4-cylinder is widely used in passenger cars.
For these reasons, the exhaust manifold design, which is the subject of the thesis, was made according to the 4-cylinder internal combustion engine.
The exhaust manifold is designed for the 4.6L V8 configuration engine and the engine specifications are listed in Table 1.

Table 1. Engine specification of exhaust manifold model

Powertrain Architecture	Internal Combustion Engine
Engine Displacement (L)	4.6
Engine Configuration	V-engine
Number of the Cylinder	8
Fuel Type	Gasoline
Compression Ratio	9.0:1
Bore and Stroke	90.2 mm X 90 mm

During the design, the following steps were followed in order.
• Identification of factors affecting exhaust manifold design
• The design of the wet surface of the exhaust manifold
• Giving wall thickness to the wet surface and forming the outer shell
• Designing the cylinder head flange
• Designing the turbocharger flange



Figure 1. Exhaust manifold casting model

The most important element in the design of the flange of the turbocharger system is to meet the requirements that will be required depending on the desired assembly of a geometrically complex component such as the turbocharger system to the engine package with the appropriate flange design. Therefore, it is the position of the turbocharger system on the engine and the assembly process that determines the geometry of the turbocharger flange. The thickness of the flange is 12 mm, as in the cylinder port flanges. It was determined that 4 fasteners would be sufficient to ensure the connection of the turbocharger system with the exhaust manifold, and the flange location of the fasteners on the flange was determined so that the tightening tools to be used in the assembly line during the mass production process could reach it.

Material Properties

It is essential that the material of the exhaust manifold can withstand temperatures of 700 and above. In material selection, attention should be paid to its mechanical properties at variable temperatures, thermal expansion of the material, vibration, noise and acoustic performance, oxidation resistance and cost. The materials used for the exhaust manifold may vary according to the production method. The table of materials and operating temperatures is given below.

Table 2. Exhaust manifold material (GJS-SiMo-5.0-1.0) physical characteristics.(Erken, 2015)

Temperature (°C)	Elastic Modulus (GPa)	Yield Strength (MPa)	Ultimate Strength (MPa)
20	168	412	632
400	154	326	486
600	139	175	192
800	86	32	38

When the table is examined, it is seen that elastic modulus, yield strength and ultimate strength decrease as the temperature increases.

RESULTS AND DISCUSSION

CFD Analysis

In this study Ansys Fluent software, which is based on Finite Volume Method (FVM), was used for the CFD analysis. The quality of the exhaust gas flow was assessed through the evaluation of flow rates, pressure distribution, and gas temperature using this numerical method.
The table below summarizes the equations and boundary conditions employed in this study.

Conservation of Mass
$$\partial\rho/\partial t + \nabla\bullet(\rho v) = 0 \quad (1)$$

Conservation of Momentum
$$\partial/\partial t \int\Omega\ \rho v\ d\Omega \quad (2)$$

Conservation of Energy
$$\Delta Q = dU + \Delta W \quad (3)$$

Work Done by the System
$$\Delta W = P\ dV \quad (4)$$

Entropy Relation (Approximation)
$$\Delta Q = T\ dS \quad (5)$$

Energy Equation for Open Systems
$$dU = \Delta Q - \Delta W + \Sigma_i\ hi\ dM_i \quad (6)$$

Where i and hi is the appropriate enthalpy per unit mass and dMi is the additional mass of species.

Table 3. Exhaust system boundary conditions of solid exhaust manifold

Material	GJS-SiMo-5.0-1.0
Density	7 to 7.2
Max. Working Temperature Tmax (°C)	700-830
Thermal Expansion Coefficient at 100°C (µm/mk)	11
Thermal Expansion Coefficient at 400°C (µm/mk)	12.5
Specific Heat Capacity at 100°C (J/gK)	0.475

As the boundary conditions in the CFD domain, the pressure boundary condition type at the point of exit to the turbo boundaries and the mass flow intake boundary condition type at the path inlets were chosen, as illustrated in.

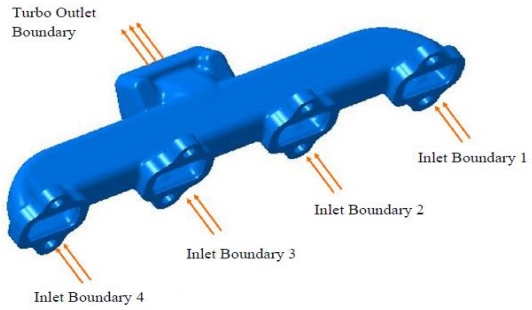


Figure 2. Exhaust Manifold CFD Domain

The significant density variations led to the assumption that the gas flow was compressible and due to the high exhaust gas velocities, a turbulent flow regime was assumed. In addition, steady state is used to be given as input to the thermal FEA analysis. The Realizable k–ε turbulence model was employed in the simulations.

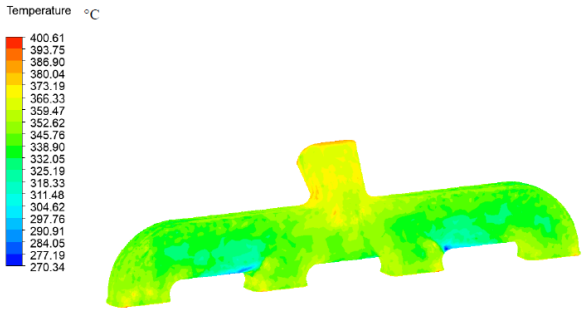


Figure 3. Exhaust manifold wet surface temperature distribution under idle condition

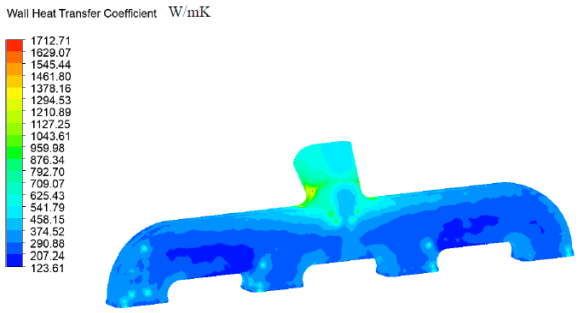


Figure 4. Exhaust manifold wall heat transfer coefficient under idle condition

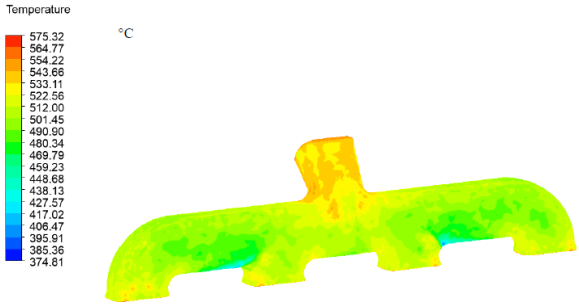


Figure 5. Exhaust manifold wet surface temperature distribution at rated condition

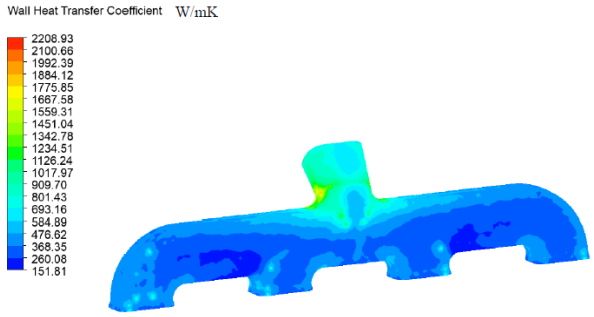


Figure 6. Exhaust manifold wall heat transfer coefficient at rated condition

The exhaust manifold's internal wall is exposed to exhaust gas with a temperature as high as 700 °C at peak power conditions. At the conclusion of the warm-up time, Figure 5 displays the temperature distribution of the internal wall of manifold structure as determined by thermal analysis. Temperature distribution at the turbo outlet of the manifold is slightly asymmetrical. The most thermally vulnerable portion of the manifold internal surface the turbo entry area (neck region), has the highest temperature values.

TMF Analysis

Throughout the analysis, the exhaust manifold went through a series of warm-up and cool-down phases. The warm-up occurred initially assuming the engine was idling. In this phase, Idle steady state analysis was run. Then, to observe the response of the manifold to the heat when the engine is running at high speed, the flow rate values of the fluid in the manifold were changed and high speed simulation was made. Rated steady state analyzes have been run for these conditions. The heating and cooling analysis stages to which the manifold is subjected are as in the table below.

Table 4. Thermal Analysis Cycle

Load Description			Duration (sec)
Partial Cycle	Heat-up phase (300 sec)	Acceleration	10
		Full Load	290
	Cool-down phase (300 sec)	Deceleration	10
		Cool down	290
Full Cycle	Heat-up phase (300 sec)	Acceleration	10
		Full Load	290
	Cool-down phase (300 sec)	Deceleration	10
		Cool down	290

Under these thermal cycling conditions, the manifold was first exposed to high temperature for a while, assuming that the engine was running at high speed. Then, assuming the engine is idling, the hot manifold is allowed to cool down. This process was repeated two times in succession. The steps in Table 4.1 were applied to the manifold sequentially. The part was first exposed to high heat for 300 seconds, then a cooling phase took place for 300 seconds and this heating and cool down processes were repeated.

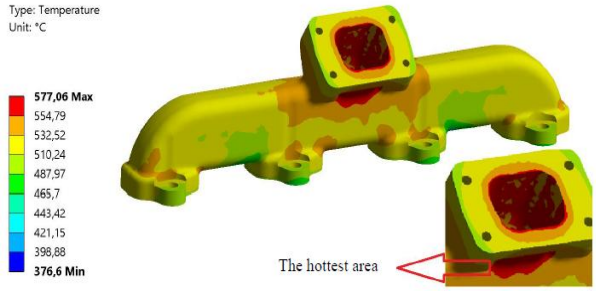


Figure 7. Exhaust manifold surface temperature distribution

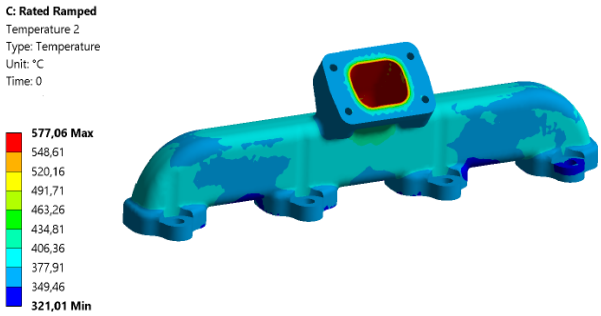


Figure 8. Exhaust manifold thermal analysis initial phase

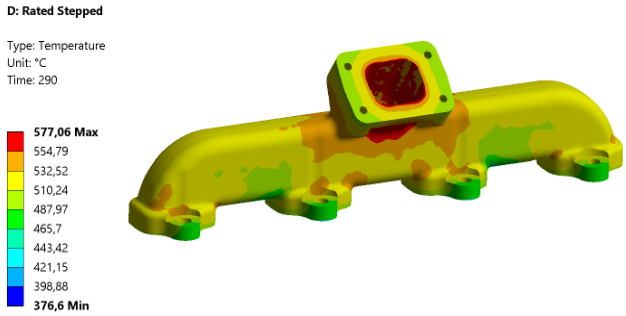


Figure 9. Exhaust manifold thermal analysis heat up phase for full load engine condition

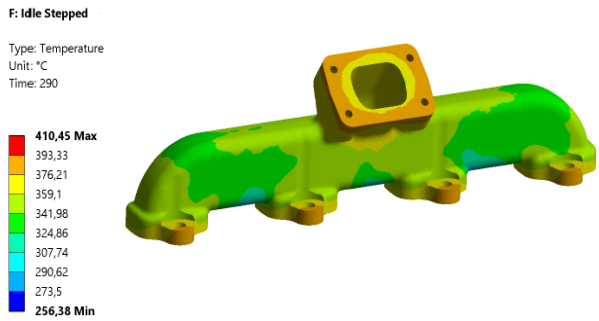


Figure 10. Exhaust manifold thermal analysis cool down phase



Figure 11. Exhaust manifold thermal analysis heat up phase

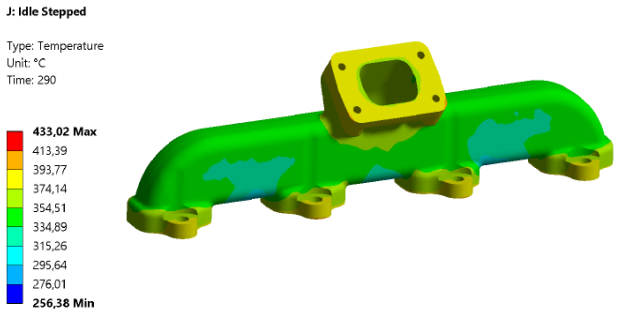
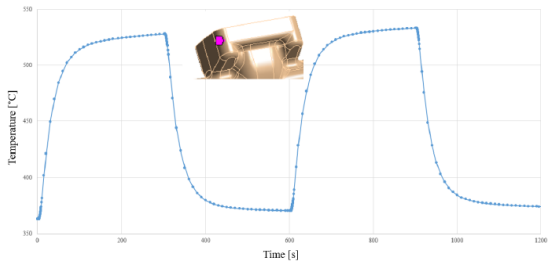


Figure 12. Exhaust manifold thermal analysis cool down phase

The heating and cooling phases to which the manifold is exposed, together with their levels, are available in the figure below.

Figure 13. Exhaust manifold transient temperature variation



The temperature variation was get the corner of the turbo connection head, because corners anc neck regions are most exposed to heat.

CONCLUSION

This study successfully demonstrated the application of CFD and thermal analyses to evaluate the thermal behavior of an exhaust manifold under different operating conditions. The fluid flow analysis confirmed the adequacy of the current manifold design, with no significant pressure losses or irregularities detected in the flow. Temperature distribution results highlighted critical areas of high thermal accumulation, particularly at bends and junctions within the manifold. The thermal analysis revealed that surface temperatures can reach up to 575 °C under rated conditions, emphasizing the importance of effective heat dissipation. Comparisons with previous studies showed similar temperature distributions and validated the approach used in this study.Overall, the combined fluid and thermal analysis methodology proves to be a valuable tool for detecting potential design improvements and ensuring the reliability of the exhaust manifold before production.These techniques can reduce testing cost and improve design cycles for high-temperature engine components.

REFERENCES

Chen, M., Wang, Y., Wu, W., & Xin, J. (2014). Design of the Exhaust Manifold of a Turbo Charged Gasoline Engine Based on a Transient Thermal Mechanical Analysis Approach. SAE International Journal of Engines, 8(1), 75–81. doi: 10.4271/2014-01-2882

De Azevedo Cardoso, A., & Andreatta, E. C. (2016). Thermomechanical Analysis of Diesel Engine Exhaust Manifold. Retrieved from http://www.gacsolucoes.com.br/pubs/THERMOMECHANICAL%20ANALYSIS%20OF%20DIESEL%20ENGINE%20EXHAUST%20MANIFOLD.pdf

Duman, I. (2016). Exhaust Manifold Thermal and Flow Analysis [Graduate School of Natural and Applied Science]. Retrieved from https://tez.yok.gov.tr/UlusalTezMerkezi/tezDetay.jsp?id=NxfjI_tRj3SF2x87nMGlpA&no=OMznRbEmPJ2Z-Ub4Yzz_hw

Erken, U. (2015). A Heavy-Duty Diesel Engine Exhaust Manifold Thermo Mechanical Fatigue Test Rig Design, Analysis and Verification [Graduate School of Science Engineering and Technology]. Retrieved from https://tez.yok.gov.tr/UlusalTezMerkezi/tezDetay.jsp?id=o5E7A_mIbqr6dXQYfwalgA&no=0syGsQnXrrAwb8BrRJbZDQ

Gocmez, T., & Deuster, U. (2009). Designing Exhaust Manifolds Using Integral Engineering Solutions. doi: 10.4271/2009- 01-1229

Liu, Z. E., Li, X. N., Hou, X. J., Wang, C., & Yan, F. W. (2013). Numerical Simulation for Exhaust Manifold Based on the Serial Coupling of STAR-CCM+ and ABAQUS. Research Journal of Applied Sciences, Engineering and Technology, 6(20), 3903–3909. doi: 10.19026/rjaset.6.3608

Patil, M. I., & Bhat, M. D. S. (2020). Thermal and Structural Analysis of Exhaust Manifold of an IC Engine. International Research Journal of Engineering and Technology. Retrieved from www.irjet.net

Yalçındağ, B. (2018). Thermal Investigation of Exhaust Manifold for a Heavy Commercial Vehicle Diesel Engine [Master of Science Thesis, Istanbul Technical University, Graduated School of Science Engineering and Technology]. Retrieved from https://tez.yok.gov.tr/UlusalTezMerkezi/tezDetay.jsp?id=010VypyD_H9hGKGWeDSgjA&no=H9fVrxnXWYfb3jAFOxq6zQ

TEK SİLİNDİRLİ BİR DİZEL MOTORUN HCCI DÖNÜŞÜMÜ VE ÖN TESTLERİ

Salih KARAASLAN*, Nureddin DİNLER*, Fatih AKTAŞ*, Gonca KETHÜDAOĞLU, Ali TAŞTAN*****
Seyfi POLAT***
*Gazi Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü,
06570 Çankaya, ANKARA, karaaslansalih@gazi.edu.tr, ndinler@gazi.edu.tr, fatihaktas@gazi.edu.tr
** Amasya Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü, 05100 Merkez, AMASYA
gonca.kethudaoglu@amasya.edu.tr
*** Hitit Üniversitesi, Mühendislik ve Doğa Bilimleri Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, Çevre Yolu Bulvarı
19030 - ÇORUM, alitastan@hitit.edu.tr, seyfipolat@hitit.edu.tr

Özet: Bu çalışmada tek silindirli bir dizel motorun HCCI (Homojen Karışımlı Sıkıştırmalı Yanma) çalışma prensibine sahip bir motora dönüştürülme süreci incelenmiştir. Deneylerde Antor 5 LD 510 marka model tek silindirli dizel motor kullanılmıştır. Deney motoru Gazi Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makina Mühendisliği Otomotiv laboratuvarında yeniden düzenlenen Elektrikli dinamometre sistemine entegre edilmiştir. Öncelikli olarak dizel çalışma rejimi için performans ve emisyon testleri gerçekleştirilmiştir. Ardından motorun HCCI (Homojen Karışımlı Sıkıştırmalı Yanma) modunda çalışması için bir emme manifoldu ve port enjeksiyon yapısı tasarlanarak sisteme entegre edilmiştir. Port enjeksiyon kontrolü için Motec M130 elektronik kontrol ünitesi kullanılmıştır. Motorun HCCI modu çalışma rejimi için kontrol sistemine kam ve krank mili bilgisi sağlayan sensörler kullanılmıştır. Motorun yakıt besleme sistemi HCCI dönüşümü ile revize edilmiştir. Yakıt enjeksiyon sisteminde, düşük basınç rail hattı, yakıt sıcaklığı kontrol ünitesi, yakıt tüketimi yük hücresi ve yakıt enjeksiyon kontrol birimi bulunmaktadır. Deney sistemindeki kurulumun tamamlanması ile birlikte HCCI modda ön testler gerçekleştirilmiştir. Ön testlerde yakıt olarak %10 Etanol + %90 n-heptan yakıt karışımı kullanılmıştır. Deneylerde silindir-içi basınç, performans ve emisyon ölçümleri gerçekleştirilmiştir. Ön test sonucunda elde edilen sonuçlar sunulmuştur.
Anahtar Kelimler: Dizel Motor, HCCI motor, port enjeksiyon.

HCCI CONVERSION AND PRELIMINARY TESTS OF A SINGLE-CYLINDER DIESEL ENGINE

Abstract: This study investigated the conversion of a single-cylinder diesel engine to one operating under the HCCI (Homogeneous Charge Compression Combustion) operating principle. An Antor 5 LD 510 single-cylinder diesel engine was used in the experiments. The test engine was integrated into the redesigned electric dynamometer system in the Mechanical Engineering Automotive Laboratory of Gazi University's Faculty of Engineering. Performance and emissions tests were initially conducted for the diesel operating mode. Subsequently, an intake manifold and port injection structure were designed and integrated into the system for the engine to operate in HCCI (Homogeneous Charge Compression Combustion) mode. A Motec M130 electronic control unit was used for port injection control. Sensors were used to provide cam and crankshaft information to the control system for the HCCI operating mode. The engine's fuel delivery system was revised for the HCCI conversion. The fuel injection system includes a low-pressure rail, a fuel temperature control unit, a fuel consumption load cell, and a fuel injection control unit. Following the completion of the test system setup, preliminary tests were conducted in HCCI mode. A fuel mixture of 10% ethanol and 90% n-heptane was used in preliminary tests. In-cylinder pressure, performance, and emissions measurements were performed during the experiments. The results obtained from the preliminary tests are presented.
Keywords: Diesel Engine, HCCI engine, port injection

GİRİŞ

İçten yanmalı motorların geliştirilmesinde performans ve egzoz emisyonu standartları önemli rol oynamaktadır. Kullanıcılar yüksek tork ve güce sahip, düşük yakıt tüketimli motorlar talep ederken, ülkeler ise kanunlar ile egzoz emisyonlarının limit değerlerini sürekli olarak azaltmaktadırlar. Hem performanslı hem de düşük emisyonlu motorun ise olmazsa olmazı verimli yanmadır. Bu nedenle içten yanmalı motorlarda yanma ön plana çıkmaktadır. Günümüzde ön plana çıkan yanma modlarından birisi de HCCI (Homojen Karışımlı

Sıkıştırmalı Yanma) yanmadır. HCCI yanma teknolojili motorların, benzinli motorlar ile dizel motorların avantajlarına sahiptirler.

Yapılan ilk çalışmalar ile HCCI modunda çalışan motorların sıkıştırma ateşlemeli motorların is ve NO_x emisyonlarını önemli ölçüde azaltma potansiyeli olduğu ve buji ateşlemeli motorların ısıl verimini artığı belirlenmiştir. Bu modda çalışan motorlarda ise yanma sırasında kimyasal kinetik süreçlerin baskın olduğu ve ilgili bazı sorunlar da ilk çalışmalarda ortaya konulmuştur. Onishi vd. (1979) yaptıkları çalışma bu konudaki önemli ilk çalışmalardan birisi olarak kabul edilmektedir. Bu çalışmada iki zamanlı motorlarda yanma kararlılığını artırmak için için fakir yanma prosesi geliştirilerek emisyonlarda kayda değer azalmalar ve yakıt ekonomisinde artış gözlemlenmiştir (Onishi vd., 1979). Aynı dönemde iki zamanlı motorlar için gerçekleştirilen bir diğer çalışmada ise egzoz gazlarının dışarı atılmasını düzenleyerek iki zamanlı motorlarda kararlılığın artırılması hedeflenmiştir. Alevlenmenin silindir içinde birçok noktada gerçekleştiği belirlenerek yanma sonrasında yüksek oranda CH, H ve OH gözlemlenmiştir (Noguchi vd., 1979).

Najt ve Foster (1983) dört zamanlı motorlarda HCCI yanmanın tam kavranabilmesi için gerçekleştirdikleri yarı deneysel bir ateşleme modeli üzerinden enerji salınımı sonuçları elde edilmiştir. Elde edilen sonuçlar ile deneysel enerji salınımı denklemi geliştirilerek HCCI yanmayı incelemek için kullanılmıştır. Çalışma sonucunda, HCCI kendiliğinden alevlenmenin düşük sıcaklık (1000 K altında) kimyası aracılıyla kontrol edilebileceği belirlenmiştir, ancak ateşleme sürecinin kontrolünde zorluklar olduğu ve sınırlı bir çalışma aralığına sahip olduğu tespit edilmiştir. HCCI yanmanın bu eksikliklerini çözmek için daha fazla çalışmaya ihtiyaç duyulduğu vurgulanmıştır (Najt ve Foster, 1983). Thring (1989) yaptığı çalışmada benzin ile çalıştırılan bir HCCI motorunun performansının deneysel olarak incelenmiştir. HCCI yanmanın yüksek egzoz gazı geri dönüşümü (%13 ila %33 arasında) ve yüksek emme sıcaklığı (>370 C) gerektirdiğini göstermiştir. Ayrıca bu çalışmada, uygun koşullarda HCCI yanmanın yakıt ekonomisinin dizel bir motorla (özgül yakıt tüketimi 180 ile 200 g/kWh arasında olan) kıyaslanabileceğini belirlenmiştir. Ryan ve Callahan (1996), dizel yakıtı kullanılan bir HCCI motorda vuruntu ve teklemenin sınırlayıcı faktörler olmadığı çalışma aralığının belirlenebilmesi için gerçekleştirdikleri deneysel çalışmada, EGR emme havası sıcaklığı, yakıt/hava oranı ve sıkıştırma oranı kontrol parametresi olarak belirlenmiştir. Çalışma sonucunda, HCCI dizel motorlarda normal dizel sıkıştırma oranları için erken ateşleme ve vuruntu meydana geldiği tespit edilmiştir. Emme sistemi yüzeyinde sıvı yakıt birikmesini minimize etmek için yüksek emme sıcaklıkları gerektiği belirlenmiş ve yanmamış HC emisyonlarının yükselme eğiliminin olduğu ve NOx emisyonlarının önemli ölçüde azaldığı tespit edilmiştir.

Literatürde HCCI modunda çalışan motorlar ile ilgili çok sayıda çalışma bulunmaktadır. Bu çalışmalardan bazılarına değinilecek olursa, yakıtlar ile çalışmalar, motorun çalışma paramaterleri gibi özellikleri ile ilgili çalışmalar olduğu görülmektedir. Çeşitli yakıtlar ile ilgili yapılan çalışmalara örnek olarak etanol, n-heptan karışımları, fusel yağı, biyokütle syngas, nafta, doğal gaz, DME gibi oldukça çeşitli yaktılar ile çalışmalar verilebilir (Bahri vd., 2013, Wu vd., 2016, Cinar vd., 2015, Hongsheng ve Neill, 2018, Polat vd., 2022, Bhaduri vd., 2017, Calam vd., 2020, Hou vd., 2010). Emme havası sıcaklığının etkisi, hava fazlalığının etkisi, emme havası basıncının etkisi, motor hızının etkisi, sıkıştırma oranının etkisi gibi motor parametlerinin etkisi deneysel olarak inceleyen çalışmalar bulunmaktadır (Cinar vd., 2015, Zhang vd., 2014, Aydoğan, 2020, Canakci, 2008, Hyvönen vd., 2003). Deneysel çalışmaların yanı sıra içten yanmalı motorlarda HCCI yanma olayını hesaplamalı yöntemler kullanarak inceleyen çalışmalar da bulunmaktadır (Blomberg, 2018, Kethüdaoğlu vd., 2024, Cosjun, vd., 2014i Zhou vd., 2019, Kethüdaoğlu vd., 2023).

Bu çalışmada Gazi Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makina Mühendisliği Bölümü İçten Yanmalı Motorlar ve Otomotiv Laboratuvarında bulunan tek silindirli bir dizel motorun HCCI modda çalışması için yapılan dönüşümü incelenmiştir.

MATERYAL VE METOD

Ülkemizde yerli olarak üretilen tek silindirli dizel motor HCCI motor olarak çalışacak şekilde dönüştürülmüştür. Dizel motora ait teknik özellikler Tablo 1'de verilmiştir.

Tablo 1. Motor özellikleri.

Marka	Antor 5LD510
Motor Tipi	DI, Dizel motoru
Silindir sayısı	1
Silindir Hacmi	510 cm^3
Çap	85 mm
Strok	90 mm
Sıkıştırma Oranı	17,5:1
Maksimum motor devri	3000 rpm

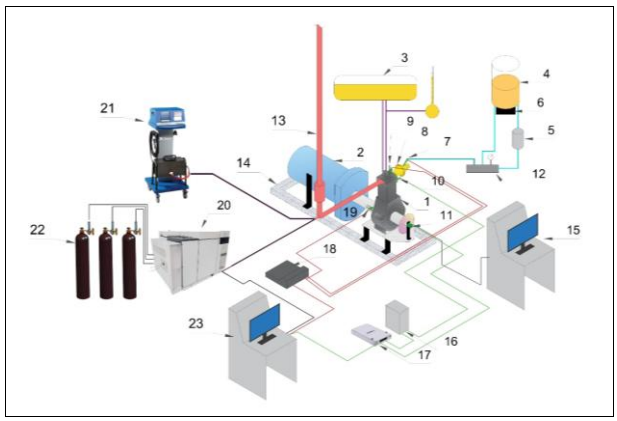
Laboratuvar altyapımızda bulunan elektrikli dinamometremizin güç ve devir kombinasyonları ile uyumlu çalışmak için kayış-kasnak mekanizması tasarımı yapılarak test yatağı kullanıma hazır hale getirilmiştir. Dizel motordan HCCI dönüşümü sonrası deneylerin yapıldığı elektrik dinamometre test yatağının görünümleri Şekil 1'de verilmiştir.



Şekil 1. Elektrikli dinamometre ve deney motoru.

Deney sisteminin bileşenleri; motor test sistemi, emme manifoldu yakıt enjeksiyon sistemi, yanma analiz sistemi ve emisyon ölçüm sisteminden oluşmaktadır. Motor test sistemi bir adet elektrikli dinamometre, kontrol ünitesi ve tek silindirli bir dizel motordan oluşturulmuştur.

Test motoru üzerinde sıcaklık ölçüm sistemi, soğutma havası fanı bulunmaktadır. Yakıt enjeksiyon sisteminde, düşük basınç rail hattı, yakıt sıcaklığı kontrol ünitesi, yakıt tüketimi yük hücresi ve yakıt enjeksiyon kontrol birimi bulunmaktadır. Yanma analiz sistemi ise silindir içi gaz basıncı ölçümü, veri toplama ve yanma analizi yazılımından oluşmaktadır. Egzoz emisyon ölçüm sisteminde bir adet emisyon ölçüm cihazı yer almaktadır. Proje kapsamında port enjeksiyonlu HCCI dönüşümü sağlanan motor deneylerinin gerçekleştirildiği test sisteminin şematik görünümü Şekil 2'de verilmiştir.



1. Motor, 2. Dinamometre, 3. Dizel Yakıt Deposu, 4. HCCI Yakıtları Deposu, 5.Yakıt Pompası, 6. Loadcell, 7. Enjektör, 8. Emme Manifoldu, 9. Emme Valfi Pozisyon Sensörü, 10. Basınç Sensörü, 11. Enkoder, 12. Rail Hattı, 13. Egzoz, 14. Şasi, 15. Dinamometre Kontrol Ünitesi, 16. Gerilim Yükseltici, 17. National Instruments USB 6259 Veri Toplama Kartı, 18. Motec M130 EKÜ, 19. Krank Sensörü, 20. Agilent 7890a GC-FID Analiz Cihazı, 21. Egzoz Gaz Analiz Cihazı, 22.. Hidrojen, Helyum ve Kuru Hava Tüpleri, 23. Bilgisayar

Şekil 2. Port Enjeksiyon HCCI deney setinin şematik görünümü.

Performans karakteristiklerinin belirlenebilmesi için yük hücresi ve manyetik pick-up kullanılarak, sırasıyla motorun ürettiği tork ve devir ölçülmüştür.

HCCI dönüşümünde deneylerde kullanılan tek silindirli dizel motorun emme monifold tasarımı yapılarak motora montajı sağlanmıştır. Emme manifoldu üzerinde port enjeksiyon için ön deneyler gerçekleştirilmiş ve ön karışım performansını artıracak ideal enjektör konumu belirlenerek yeniden tasarlanan manifolda montajı gerçekleştirilmiştir. Deneylerde Bosch marka benzin enjektörü kullanılmıştır. Yakıt enjeksiyon sistemimiz harici bir yakıt karışım deposu, 3 bar basınç sağlayacak bir yakıt pompası, yakıt geri beslemenin de yer aldığı bir rail sisteminden oluşmaktadır. Emme manifoldu içerisinde karışımın başlaması ve silindirin içerisinde homojen dolgunun oluşması sağlanmıştır. Emme manifoldunda gerçekleşen port enjeksiyon süreci, proje kapsamında alımı tamamlanan Motec M130 modülü ile kontrol edilmiştir. Motec M130 modülü profesyonel olarak kullanılan 8 silindire kadar enjeksiyonu destekleyen bir motor elektronik kontrol ünitesidir (Şekil 3). Modülün çalışma prensibi ve test motoruna adaptasyonu öncesinde harici deneyler gerçekleştirilerek ara yüz kullanımı ve ihtiyaç duyulan sinyal yapısı belirlenmiştir.

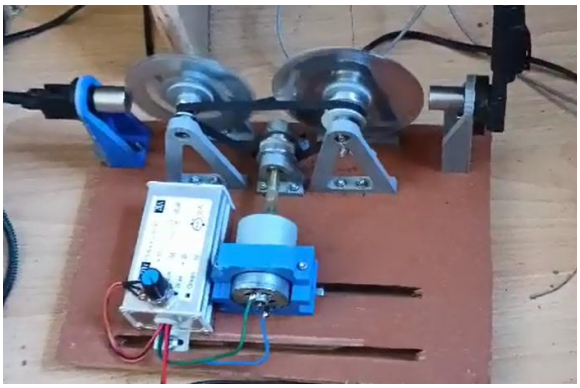


Şekil 3. Motec M130 modülü.

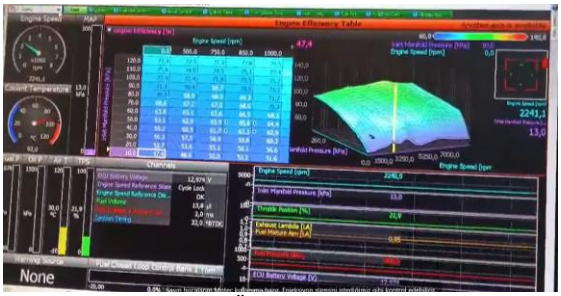
Kam - krank sensörleri ile yakıt enjeksiyon sisteminin motor dinamometre test düzeneğine bağlanmadan önce kontrol ön teste tabi tutulmuştur. Bu kapsamda endüktif sensörler tercih edilmiş olup sensörlerden elden edilen sinyaller düşen kenar ve yükselen kenar sinyali şeklinde tanımlanmaktadır. Tariflenen sinyalleri elde edebilmek ve gerekli test işlemlerini yapabilmek amacı ile Şekil 4'te verilen kam-krank sensör ön test düzeneği geliştirilmiştir.

Düzenekte krank sensör sinyalleri için 36 tam ve 2 eksik dişi olan krank enkoder dişlisi ve üzerinde bir adet oyuk olan kam enkoder diski kullanılmıştır. Krank dişlisinin iki tur dönmesine karşın kam diski bir tur dönecek şekilde triger dişli kayış sistemi ayarlanmıştır. Sistemi çalıştırmak için 12V DC motor kullanılmış ve çeşitli hızlarda simüle etmek için motor hız kontrol devresi kullanılmıştır. Kam ve krank sensörlerinin senkronizasyonu yapılarak kam sensörü düşen kenarda, krank sensörü de yükselen kenarda sinyal verecek şekilde gerekli ayarlamalar Motec EKÜ'sü üzerinde yapılmış ve test edilmiştir. Kam ve krank sensörlerinden gelen

sinyalleri işleyerek motor zamanını, krank açısını ve motor hızını hassas bir şekilde hesaplayabildiği Şekil 5'te verilen Motec Tune ara yüzünde görülmüştür.

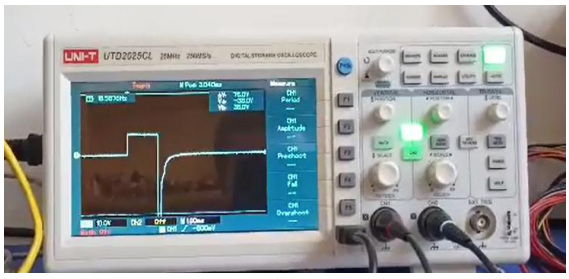


Şekil 4. Kam-Krank Sensör düzeni ön test düzeneği.

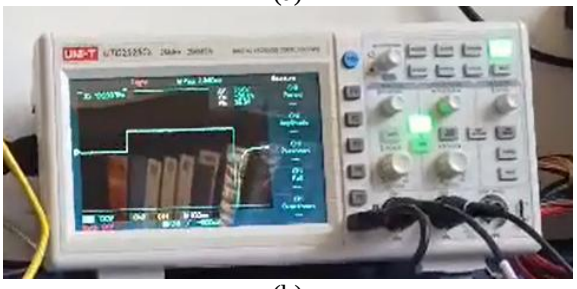


Şekil 5. Motec Tuning EKÜ Ara yüz görünümü.

Yakıt miktarı enjeksiyon süresi ile doğru orantılıdır. Enjeksiyon süresi hassas bir şekilde kontrol edilerek yakıt miktarı ayarlanabilmektedir. Enjeksiyon süresini değiştirebilmek için EKÜ üzerine potansiyometre eklenmiştir. Potansiyometre ile yapılan değişiklikler hem EKÜ üzerinde hem de osiloskop üzerinde gözlemlenerek enjeksiyon süresinin ms mertebesinde kontrollü hassas bir şekilde ayarlanabildiği bir kontrol kurgusu oluşturulmuştur (Şekil 6).



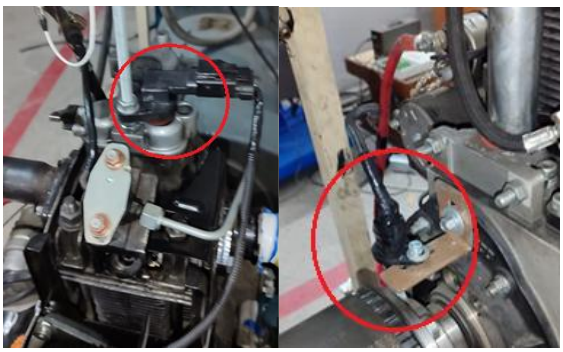
(a)



(b)

Şekil 6. (a) 2 ms enjeksiyon süresi, (b) 10 ms enjeksiyon süresi.

Sistemde kullanılacak olan enjektörün kalibrasyonu EKÜ üzerinden yapılmıştır. Kalibrasyon için yakıt basıncı 3 bar ve referans voltajı 12V olacak şekilde test işlemi gerçekleştirilmiştir. Farklı motor devirleri (1000 dev/dk-3000 dev/dk) simüle edilerek gerçekleştirilen kalibrasyon işleminde enjeksiyon süresine göre yakıt püskürtme miktarı ölçekli kap ile tespit edilmiştir. Referans yakıt basıncı ve referans akü voltajına göre yapılan kalibrasyon testinde enjektör kapasitesi 4.06 ml/s olarak tespit edilmiştir. Elde edilen bu veri ile herhangi bir enjeksiyon süresine karşılık gelen yakıt püskürtme miktarı hassas olarak ölçülmekte ve kontrol edilebilmektedir. Yakıt enjeksiyon sistemine ait ön testler sonrasında mevcut test motorumuz üzerine Motec M130 modülüne veri sağlamak amacı ile krank mili ve cam mili sensörleri yerleştirilmiştir. Yakıt enjeksiyon zamanlaması ve enjektörün açık kalma süresinin belirlenebilmesi için motor krank mili çıkışı üzerine yerleştirilen krank sensörü ve külbürtör kapağı üzerine monte edilen kam sensöründen iki adet sinyal gelmektedir. Bu sinyallere göre enjektörün çalışması sağlanmıştır. Kam sensörü emme subabının açma hareketini algılamaktadır. Emme subabı açmaya başladığı anda Motec M130 elektronik kontrol ünitesinin ara yüzüne sekronizasyon sinyali sağlanmaktadır. Ara yüz kullanılarak enjektörümüzün kalibrasyon değerleri program ara yüzünde tanımlanmıştır. Motor üzerine yerleştirilen krank sensörü ve külbürtör kapağı üzerine yerleştirilen kam sensörü görünümleri Şekil 7'de verilmiştir. Yakıt enjeksiyon süresinin belirlenmesi için Motec M130 elektronik kontrol ünitesine potansiyometre kullanılarak sekronizasyon sinyali (kam mili sensörü) sonrası enjeksiyon miktarı ms mertebesinde kontrol edilmeye çalışılmıştır.



(a) (b)

Şekil 7.Motor üzerinde (a) kam sensörü ve (b) krank sensörü konumları

Yanma karakteristikleri ölçüm sistemi; yüksek örnekleme oranına sahip veri toplama sistemi, silindir gaz basıncı sensörü ve sinyal şartlandırıcısı, üst ölü nokta sensörü ve şaft enkoderden oluşmaktadır. Veri toplama sistemi için SignalExpress paket programında oluşturulan ara yüz ile veriler 0,36° KA'ya karşılık gelecek şekilde toplanmıştır. Basınç trandüseri silindir bloğu üzerinde açılan deliğe yerleştirilerek silindir içerisinden basınç ölçümü yapılmıştır. Silindir içi basınç ölçümlerinde AVL marka 8QP500c model basınç transdüseri kullanılmıştır. Basınç

ölçümünde kullanılan basınç transdüseri ve veri toplama kartının görünümleri Şekil 8'de verilmiştir.



(a)



(b)



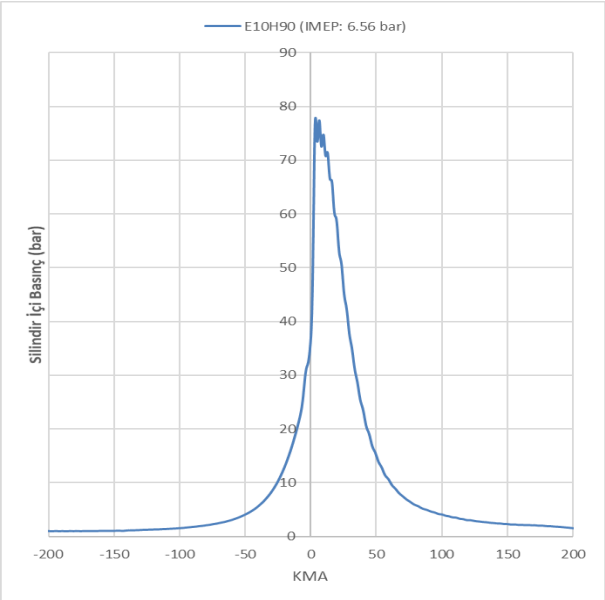
(c)

Şekil 8. (a) Basınç transdüseri, (b) krank enkoder ve (c) veri toplama kartı görünümleri

Basınç transdüserinden gelen sinyal, sinyal yükseltici (charge amplifier) ve sonrasında gürültü ayıklamak amacı ile filtre kullanıldıktan sonra krank enkoder verileri ile birlikte National Instruments marka NI USB 6259 model veri kartı yardımı ile bilgisayarda toplanmıştır. Yanma karakteristiklerinin belirlenmesi için MATLAB paket programı kullanılarak yanma analizi programı yazılmış ve toplanan silindir gaz basıncı, krank açısı ve üst ölü nokta bilgileri yazılan programda işlenerek yanma karakteristikleri tespit edilmiştir. Egzoz emisyonları ölçüm ve analizlerinde Capelec CAP3200 marka ve model egzoz gazı analiz cihazı kullanılmıştır.

ÖN TEST SONUÇLARI

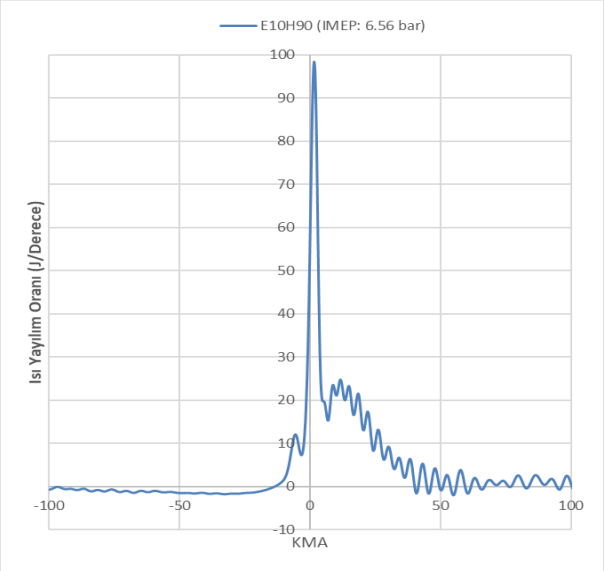
HCCI dönüşümü sonrası %10 Etanol + %90 n-heptan yakıt karışımı E10nH90 ile ön testler gerçekleştirilmiştir. HCCI dönüşümü sonrası motorun kararlı çalışabildiği 1100 dev/dk motor devrinde yük altındaki ön test sonuçları irdelenmiştir. Silindir-içi basınç sonucu ve ısı yayılım oranı sonuçları sırasıyla Şekil 9 ve Şekil 10'da verilmiştir.



Şekil 9. E10nH90 yakıt ile ön test silinidr-içi basınç değerleri

Ön testlerde temel amaç port enjeksiyonu ile yakıt karışımının motora verilmesi ve motorun yük altında motor konstrüksiyonunda bir modifikasyon yapmadan HCCI modunda çalıştırılıyor olmasıdır. Bu kapsamda yapılan ön deneylerde tek silindirli dizel motorun HCCI dönüşümü sonrası kararlı çalışma rejiminin 1100 dev/dk olduğu görülmüştür. Her ne kadar kararlı çalışma rejimine yaklaşılmış olunsa da basınç ölçümlerinde çevrimsel farklılıkların oluştuğu izlenmiştir. Şekil.9'da sunulan grafikte ortalama silindir içi basınç değerleri verilmiştir. Görüldüğü E10nH90 yakıtı ile yapılan homojen karışımlı sıkıştırma ateşlemeli çalışma rejiminde yanma sonrası yaklaşık 51 bar mertebesinde maksimum basınç değerine ulaşılmaktadır. Bu değerin literatürdeki benzer çalışmalarla uyumlu olduğu

görülmektedir. E10nH90 ile yapılan ön test de egzoz emisyon sonuçları Şekil 10'da verilmiştir.



Şekil 10. E10nH90 yakıt ile ön test ısı yayılım oranı değerleri

E10nH90 ile yapılan ön test de elde edilen emisyon ve performans verileri Tablo 2'de verilmiştir.

Tablo 2. HCCI Ön Test Emisyon ve Performans Verileri

Nox	HC	CO	Tork	Phi
ppm	ppm	%	Nm	-
489	322	0,92	11,45	0,45

Ön testlerde kullanılan yakıt karışımının HCCI modundaki yanma sürecinin ana karakteristiği olan düşük sıcaklık oksidasyonu ve yüksek sıcaklık oksidasyonu olmak üzere iki aşamalı gerçekleştiği düşünülmektedir.

Ön testler sonucunda E10nH90 yakıt karışımının kullanıldığı HCCI modunda elde edilen CO(%) emisyonunda, dizel yakıtın kullanıldığı çalışma rejimine (1100 dev/dk, imep=3.60 bar) oranla azalma meydana geldiği görülmektedir. Etil alkol karışım oranının artması ile CO emisyonu dikkate değer oranda azalmıştır.

TARTIŞMA, SONUÇ ve GELECEK ÇALIŞMALAR

Bu çalışma ile bir dizel motorun HCCI dönüşüm süreci için ihtiyaç duyulan yaklaşım, ekipman ve sistemler belirlenmiştir. HCCI modunda çalışacak olan bir motorun kontrol ve ölçüm sistemi ihtiyaçlarının neler oldukları irdelenmiştir. Çalışma kapsamında; HCCI motor dönüşümünde yakıtın silindir içerisine girmesi için çeşitli manilfold tasarımları yapılarak akış karakteristiği bakımından en uygun Manifolda/yakıt enjeksiyon sistemi belirlenmiştir. Bu yolla, silindirin içerisinde homojen yakıt hava karışımlı dolgunun girmesi sağlanmıştır. Yakıt enjeksiyonunun yapılması için elektronik kontrol ünitesi, yakıt enjektörü, ilave yakıt deposu, yakıt pompası gibi bileşenlerde eklenmiştir. Enjeksiyon zamanlamasını kontrol edebilmek için bir adet krank sensörü ile bir adet kam sensöründen alınan sinyaller ile yakıt enjeksiyon zamanlamasının elektronik kontrol ünitesi (EKÜ) tarafından kontrolü sağlanmıştır. Ön deneyler sırasında silindir içerisinden basınç transdüseri ile basınç sinyalleri alınmış ve bu sinyaller güçlendirildikten sonra veri toplama kartına gönderilmiştir. Basınç transdüseri ile krank açılarını ilişkilendirebilmek için krank enkoderi motor üzerine monte edilmiştir. Enkoderden gelen sinyaller de veri toplama kartı tarafından alınarak krank mili açısına bağlı eş zamanlı grafikler oluşturulmuştur. Ayrıca, dinamometreye bağlı yük hücreleri (loadcell) ile tork ölçümü yapılmıştır. Bu veriler dinamometrenin bağlı olduğu kontrol bilgisayarında toplanmıştır. Ön testler sırasında egzoz gaz analizi cihazı ile HC(ppm), CO (%), CO2(%), NOx(ppm), ölçümleri yapılmıştır. Bu bildiri kapsamında tek silindirli bir dizel motorun HCCI dönüşüm süreci ve ön testleri ile ilgili bilgiler sunulmuştur. Böylece, kurulumu tamamlanan HCCI test düzeneğimiz sayesinde farklı yakıt karışımları ile deneyler gerçekleştirilerek, detaylı yanma analizleri için önemli bir alt yapı oluşturulmuştur.

TEŞEKKÜR

Bu çalışma Tübitak tarafından 122M511 nolu proje ile desteklenmiştir. Desteklerinden dolayı yazarlar olarak TÜBİTAK'a teşekkür ederiz.

KAYNAKLAR

Aydoğan, B., 2020, Experimental investigation of tetrahydrofuran combustion in homogeneous charge compression ignition (HCCI) engine: Effects of excess air coefficient, engine speed and inlet air temperature. Journal of the Energy Institute, 93(3), 1163-1176.

Bahri, B., Aziz, A. A., Shahbakhti, M., and Muhamad Said, M. F., 2013, Understanding and detecting misfire in an HCCI engine fuelled with ethanol. Applied Energy, 108, 24-33.

Bhaduri, S., Jeanmart, H., and Contino, F.,2017, Tar Tolerant HCCI Engine Fuelled with Biomass Syngas: Combustion Control Through EGR. Energy Procedia, 105, 1764-1770.

Blomberg, C. K., Wright, Y. M., and Boulouchos, K., 2018, A phenomenological HCCI combustion model in 0D and 3D-CFD. Fuel, 226, 365-380.

Calam, A., Aydoğan, B., and Halis, S., 2020, The comparison of combustion, engine performance and emission characteristics of ethanol, methanol, fusel oil, butanol, isopropanol and naphtha with n-heptane blends on HCCI engine. Fuel, 266, 1-9.
Canakci, M., 2008, An experimental study for the effects of boost pressure on the performance and exhaust emissions of a DI-HCCI gasoline engine. Fuel, 87(8-9,

Cinar, C., Uyumaz, A., Solmaz, H., Sahin, F., Polat, S., and Yilmaz, E., 2015, Effects of intake air temperature on combustion, performance and emission characteristics

of a HCCI engine fueled with the blends of 20% n-heptane and 80% isooctane fuels. Fuel Processing Technology, 130(C), 275-281.
Cinar, C., Uyumaz, A., Solmaz, H., Sahin, F., Polat, S., and Yilmaz, E., 2015, Effects of intake air temperature on combustion, performance and emission characteristics of a HCCI engine fueled with the blends of 20% n-heptane and 80% isooctane fuels. Fuel Processing Technology, 130(C), 275-281.

Coskun, G., Soyhan, H. S., Demir, U., Turkcan, A., Ozsezen, A. N., and Canakci, M., 2014, Influences of second injection variations on combustion and emissions of an HCCI-DI engine: Experiments and CFD modelling. Fuel, 136, 287-294.

Hongsheng Guo, and W. Stuart Neill., 2018, Combustion and Emission Performance of an HCCI Engine Fuelled by n-Heptane/Toluene Blends at a Low-Load Operating Condition. Journal of Advanced Thermal Science Research, 5, 17-26.

Hou, J., Qiao, X., Wang, Z., Liu, W., and Huang, Z., 2010, Characterization of knocking combustion in HCCI DME engine using wavelet packet transform. Applied Energy, 87(4), 1239-1246.

Hyvönen, J., Haraldsson, G., and Johansson, B., 2003, Operating range in a multi cylinder HCCI engine using variable compression ratio. Journal of Fuels and Lubrıcants, 112(4), 1222-1232.

Kethudaoglu, G., Aktaş, F., Karaaslan, S., Polat, S., and Dinler, N., 2023, Investigation of conversion of a diesel engine to homogeneous charge compression ignition engine using n-heptane: A zero-dimensional modeling. International journal of energy studies (Online), 8(3),1-21.

Kethudaoglu, G., Aktaş, F., Karaaslan, S., and Dinler, N., 2024, 0/1 and 3 - dimensional cold flow analysis of a diesel engine: A case study. International Journal of Automotive Science And Technology, 8(1), 142–149.

Najt, P. M., and Foster, D. E., 1983, Compression-Ignited Homogeneous Charge Combustion. SAE Transactions, 92(1), 964-979.

Noguchi, M., Tanaka, Y., Tanaka, T., and Takeuchi, Y., 1979, A Study on Gasoline Engine Combustion by Observation of Intermediate Reactive Products during Combustion. SAE Transactions, 88(3), 2816-2828.

Onishi, S., Jo, S. H., Shoda, K., Jo, P. Do, and Kato, S., 1979, Active Thermo-Atmosphere Combustion (ATAC) - A New Combustion Process for Internal Combustion Engines. SAE Transactions, 88(2), 1851-1860.

Polat, S., Calam, A., Ardebili, S. M. S., Şahin, F., Boroiu, A. A., and Solmaz, H., 2022, Operating Range, Performance and Emissions of an HCCI Engine Fueled with Fusel Oil/Diethyl Ether: An Experimental Study. Sustainability, 14(15666), 1-19.

Ryan, T. W., and Callahan, T. J., 1996, Homogeneous Charge Compression Ignition of Diesel Fuel. SAE Transactions, 105(4), 928-937.

Thring, R. H., 1989, Homogeneous-Charge Compression-Ignition (HCCI) Engines. SAE Technical Paper, 892068, 10-12.

Wu, Z., Kang, Z., Deng, J., Hu, Z., and Li, L., 2016, Effect of oxygen content on n-heptane auto-ignition characteristics in a HCCI engine. Applied Energy, 184, 594-604.

Zhang, C. H., Xue, L., and Wang, J., 2014, Experimental study of the influence of λ and intake temperature on combustion characteristics in an HCCI engine fueled with n-heptane. Journal of the Energy Institute, 87(2), 175-182.

Zhou, Y., Hariharan, D., Yang, R., Mamalis, S., and Lawler, B., 2019, A predictive 0-D HCCI combustion model for ethanol, natural gas, gasoline, and primary reference fuel blends. Fuel, 237, 658-675.

Numerical Analysis of Combustion and Emission Characteristics of Pure Fuel Oil

Yasin Furkan GORGULU*, Selcuk EKICI, T. Hikmet KARAKOC***,******
* Department of Machinery and Metal Technologies, Keçiborlu Vocational School, Isparta University of Applied Sciences, Isparta, Türkiye, yasingorgulu@isparta.edu.tr
** Department of Aviation, Igdir University, Igdir, Türkiye, selcuk.ekici@igdir.edu.tr
*** Faculty of Aeronautics and Astronautics, Eskişehir Technical University, Eskişehir, Türkiye, hkarakoc@eskisehir.edu.tr
**** Information Technology Research and Application Center, Istanbul Ticaret University, Istanbul, Türkiye

Abstract: This study presents the numerical analysis of the combustion of pure fuel oil using the species transport model. Key parameters such as temperature distribution, CO_2 and O_2 mass fractions, pollutant formation such as NO and NO_x, velocity, pressure, turbulence kinetic energy, and the mass fractions of unburned fuel oil ($C_{19}H_{30}$) and water vapor are examined in detail. The temperature contour reveals a maximum temperature of approximately 2103 K at the flame core, indicating effective combustion under the defined operating conditions. The CO_2 mass fraction distribution shows a peak value of 0.18, concentrated along the central axis of the combustion chamber. Correspondingly, the O_2 mass fraction decreases sharply to near-zero levels at the flame zone, confirming complete oxygen consumption. Pollutant analysis shows low mass fractions of NO and NO_x, with maximum values reaching approximately 2.1×10^{-7} and 2.1×10^{-4}, respectively, suggesting that the combustion conditions favor low pollutant emissions. The velocity profile demonstrates a gradual acceleration along the flow direction, peaking at approximately 3.8 $m.s^{-1}$ downstream. The pressure field exhibits a notable drop across the combustion chamber, with localized pressure peaks observed near the injection region. Turbulence kinetic energy contours show intensified turbulence near the flame root, gradually diminishing along the axial direction. The mass fraction of unburned fuel rapidly declines after injection, while water vapor distribution mirrors the CO_2 pattern, further validating combustion completeness.
Keywords: CFD, emission, fuel oil, pollutant, turbulent flow.

Saf Fuel Oil Yanmasının ve Emisyon Karakteristiklerinin Sayısal Analizi

Özet: Bu çalışma, saf fuel oil yanmasının sayısal analizini sunmaktadır. Sıcaklık dağılımı, CO_2 ve O_2 kütle oranları, NO ve NO_x gibi kirletici oluşumu, hız, basınç, türbülans kinetik enerjisi ile yanmamış fuel oil ($C_{19}H_{30}$) ve su buharı kütle oranları gibi temel parametreler detaylı şekilde incelenmektedir. Sıcaklık konturu, alev çekirdeğinde yaklaşık 2103 K maksimum sıcaklık oluştuğunu göstermekte olup, tanımlanan işletme koşulları altında etkili bir yanmanın gerçekleştiğini ortaya koymaktadır. CO_2 kütle oranı dağılımı, yanma odasının merkez hattı boyunca yoğunlaşarak 0,18'lik bir tepe değere ulaşmaktadır. Buna karşılık, O_2 kütle oranı alev bölgesinde keskin bir şekilde sıfıra yakın seviyelere düşmekte ve oksijenin tamamen tüketildiğini doğrulamaktadır. Kirletici analizi, NO ve NO_x için sırasıyla yaklaşık $2,1\times10^{-7}$ ve $2,1\times10^{-4}$ değerlerine ulaşan düşük kütle oranları göstermekte olup, yanma koşullarının düşük kirletici emisyonlarını desteklediğini düşündürmektedir. Hız profili, akış yönünde kademeli bir ivmelenme sergilemekte ve aşağı akışta yaklaşık 3,8 $m.s^{-1}$ değerine ulaşmaktadır. Basınç alanı, yanma odası boyunca belirgin bir düşüş göstermekte olup, enjeksiyon bölgesi yakınlarında lokal basınç zirveleri gözlenmektedir. Türbülans kinetik enerjisi konturları, alev kökü çevresinde yoğun türbülans oluştuğunu ve eksenel yönde kademeli olarak azaldığını göstermektedir. Yanma sonrası, yanmamış yakıt kütle oranı hızla düşmekte, su buharı dağılımı ise CO_2 dağılımı ile paralellik göstererek yanmanın tamamlandığını doğrulamaktadır.
Anahtar Kelimler: Emisyon, fuel oil, HAD, kirletici, türbülanslı akış.

INTRODUCTION

Combustion of heavy fuel oils (often referred to as pure fuel oil or residual fuel oil) is an important area of study due to its widespread use in industrial burners and some power-generation systems. Heavy fuel oil is a viscous, high-energy content hydrocarbon fuel, typically requiring careful handling and combustion strategies. Efficient combustion of such fuels is critical for maximizing energy output while minimizing pollutants. A well-designed combustion system should achieve near-complete fuel burn with minimal total pressure loss and low emissions. Computational fluid dynamics (CFD) has become a significant tool to analyze gas turbine combustors and similar combustion chambers, providing insight into flow, heat transfer, and reaction processes at the design stage.

Singh et al. noted that CFD simulations can significantly reduce the cost and time required for combustor development (Singh et al., 2006). In particular, CFD enables detailed examination of temperature fields, species concentrations, and pollutant formation in ways that would be difficult or expensive to measure experimentally. Can-type combustors—cylindrical combustion chambers used in many gas turbines—require careful design to ensure proper mixing of fuel and air, flame stabilization, and complete combustion. The geometry typically includes features such as a fuel nozzle and air admission holes or slots for primary, secondary, and dilution air. These features promote turbulent mixing, which is essential for efficient combustion and for limiting soot and nitric oxide (NO_x) formation (Pradhani et al., 2016).

Pradhani et al. emphasize that in can-type combustors, achieving good fuel–air mixing and managing flame temperatures are crucial for reducing emissions of pollutants like NO_x (Pradhani et al., 2016). Heavy fuel oils can contain non-negligible levels of fuel-bound nitrogen and other impurities, which, if not combusted under optimal conditions, contribute to higher NO_x and particulate emissions (TMI Staff & Contributors, 2020). However, modern combustion strategies aim to lower flame temperatures and avoid hot spots, thereby curtailing thermal NO_x formation. Additionally, fuel-bound nitrogen conversion to NO_x can be mitigated by using fuels with low nitrogen content or by ensuring complete burnout of any nitrogen-containing intermediates. These considerations motivate the CFD-based analysis of pure fuel oil combustion, to characterize the flame behavior and emissions under controlled conditions. In this work, a numerical analysis is carried out for the combustion of pure fuel oil in a two-dimensional can-type combustor. The focus is on predicting key combustion characteristics–temperature distribution, flow field, turbulence levels, species concentrations, and pollutant formation. By using CFD with detailed species transport and reaction modeling, it can be evaluated that how effectively pure fuel oil burns in the combustor and how much pollution is generated. Similar CFD studies on combustors have shown, for example, that as fuel and oxygen are consumed in the flame zone, product species like CO_2 and H_2O rise, while pollutants like NO form in trace quantities downstream. The present analysis extends such an approach to heavy fuel oil, providing insights that are valuable for improving combustor designs and operating conditions for cleaner combustion.

MATERIALS AND METHODS

The combustion chamber considered is a 2D can-type combustor configured for pure fuel oil combustion. The geometry is based on a typical can combustor design from the literature, adapted to two dimensions. It consists of an inlet for air, a central fuel injection point, and an outlet at the downstream end. The combustor length and diameter are chosen to allow complete combustion of the fuel within the chamber. Features such as a dome region and any swirler or baffle that would normally be present in a can combustor are represented in an idealized manner appropriate for 2D simulation. The fuel injector is modeled as a central inlet for the fuel vapor. Air enters through an annular region around the fuel inlet, representing the primary air supply; additional air inlets for secondary/dilution air can be represented along the liner if needed, but in this model a single combined air inlet is used for simplicity. This approach follows the general practices of can combustor modeling, where the actual complex 3D geometry may be simplified in 2D form while preserving the essential flow characteristics (Nieckele et al., 2011).

A computational mesh was generated for the 2D combustor domain, refined in regions of expected large gradients (see Fig. 1). The mesh is primarily composed of quadrilateral cells, ensuring good alignment with the flow where possible. Mesh independence was checked by refining until key results changed negligibly. The final mesh consists of 114125 elements and 115261 nodes. Mesh quality metrics were maintained within recommended limits to ensure numerical stability: the average cell skewness is 0.026, and the minimum orthogonal quality is 0.991. These values indicate a high-quality mesh with minimal distortion which is also defined as perfect mesh by Ansys (Ansys Inc. & Inc., 2011; Gorgulu, 2024). Boundary layers near solid walls were also resolved with sufficient grid density to capture the momentum and thermal gradients.

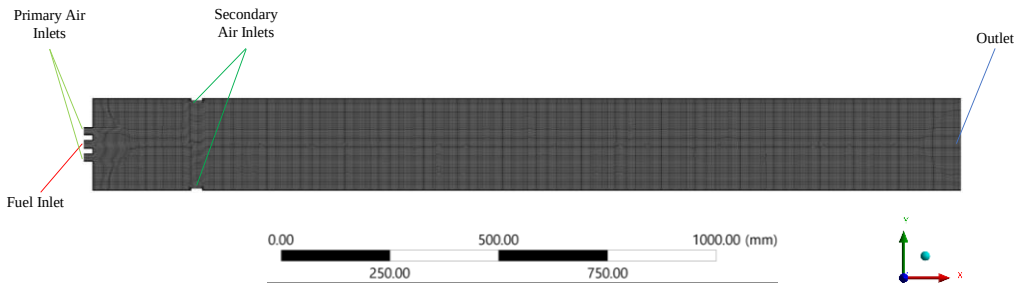


Figure 1. Inlets, outlet and mesh structure of the combustor.

The reactive flow is simulated by solving the Reynolds-averaged Navier–Stokes (RANS) equations for mass, momentum, and energy, along with transport equations for chemical species. The three fundamental governing equations are:

- Continuity (mass conservation):

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + . \nabla(\rho v) = 0 \qquad (1)$$

which ensures mass is conserved (ρ is density and v is velocity). Under steady-state conditions, this reduces to $\nabla . (\rho v) = 0$.

• Momentum (Navier–Stokes):

$$\frac{\partial \rho v}{\partial t} + . \nabla(\rho v v) = -\nabla p + \nabla . (\mu_{eff} . \nabla . v) + \rho g + F \quad (2)$$

where p is pressure and μ_{eff} is the effective viscosity. This equation represents conservation of momentum, accounting for convection, pressure gradients, viscous stresses, gravity, and any additional body forces. In the RANS framework, turbulence effects are introduced via μ_{eff} using a turbulence model.

• Energy:

$$\frac{\partial(\rho E)}{\partial t} + . \nabla[v(\rho E + p)] = \nabla . (k_{eff} . \nabla . T) + S_{rad} + S_{reac} \quad (3)$$

where EE is the total energy, TT is temperature, and k_{eff} is the effective thermal conductivity. The source terms S_{rad} and S_{reac} represent heat transfer due to radiation and heat release/absorption due to chemical reactions, respectively. This equation ensures conservation of energy in the flow. In addition to these, species transport equations are solved for each chemical species to track their mass fractions. For a species Y_ℓ, the general form is:

$$\frac{\partial(\rho Y_\ell)}{\partial t} + . \nabla(\rho v Y_\ell) = \nabla . (D_{eff} . \nabla . Y_\ell) + R_\ell \quad (4)$$

where D_{eff} is the effective diffusion coefficient and R_ℓ is the net production rate of species ℓ from chemical reactions. The sum of all mass fractions is conserved, and reaction source terms appear with equal and opposite signs for reactants and products in each reaction. Turbulent combustion of the fuel oil is modeled using the RANS equations closed with the Shear Stress Transport (SST) k–ω turbulence model, in combination with a finite-rate combustion model. The SST k–ω model blends the advantages of the k–ω formulation near walls and the k–ε behavior in the free stream, offering improved prediction of flow separation and shear-layer dominated regions. It solves two transport equations: one for the turbulent kinetic energy (k) and another for the specific dissipation rate (ω). This model has been shown to enhance accuracy in reacting flows with strong adverse pressure gradients and recirculating zones. In the present study, turbulence is assumed to be fully developed, and wall treatment is handled using the automatic wall function approach embedded in the SST formulation. For the combustion chemistry, a global one-step reaction is used to represent the oxidation of the heavy fuel oil. The fuel is approximated by the chemical formula $C_{19}H_{30}$. The overall reaction can be written as:

$$C_{19}H_{30} + 26.5(O_2 + 3.76N_2) \rightarrow 19CO_2 + 15H_2O + 99.64N_2 \quad (5)$$

The conservation of C, H, and O atoms is satisfied (Ivantsov & Gil, 2014). In the CFD model, this reaction is implemented as a volumetric reaction in the species transport model. Kinetic parameters for the global reaction are specified based on values tuned for heavy hydrocarbon combustion in air. Combustion is modeled in the non-premixed mode with the finite-rate/eddy-dissipation approach. In practice, the fuel and oxidizer are not perfectly premixed; therefore, the model calculates local reaction rates based on the instantaneous availability of fuel and oxygen. The model assumes that fuel must first vaporize and mix at the molecular level with air before burning. In the simulation, since the fuel is injected as a gaseous species, it is assumed that it is already vaporized. The initial and boundary conditions are set to reflect typical operating conditions of a combustion chamber. Air enters at a mass flow rate of 0.2329 $kg.s^{-1}$, and fuel enters at 0.00668 $kg.s^{-1}$. These flow rates correspond to a fuel–air equivalence ratio of approximately 0.4, which was chosen to ensure complete combustion with excess air and to maintain moderate flame temperatures. The inlet air has the composition of standard air. At the fuel inlet, the composition is 100% $C_{19}H_{30}$. All walls of the combustor are treated as no-slip boundaries. The outlet is modeled as a pressure outlet set to ambient pressure, allowing outflow of combustion products. Gravity is neglected given the high flow velocities. The simulation is conducted in steady-state mode using a coupled pressure-based solver to ensure strong coupling between the momentum and continuity equations. The coupled algorithm is selected over the segregated approach due to better numerical stability and convergence behavior in reacting flow problems. Pressure–velocity coupling is directly resolved in a fully coupled manner at each iteration step. Second-order upwind discretization is applied to all convection terms to reduce numerical diffusion and enhance solution accuracy. Since the fuel oil contains negligible fuel-bound nitrogen in this pure form assumption, thermal NO is the primary NO_x formation mechanism considered. The CFD code's built-in NO_x model is used to post-process the flow field for NO formation. In this approach, after the main combustion solution converges, a transport equation for NO species is solved with source terms based on local temperature and O_2/N_2 concentrations. The model accounts for the high activation energy reactions of N_2 with O and OH radicals, which become significant at temperatures typically above ~1800 K. Convergence criteria included reaching steady residuals for all equations, and no significant changes in monitored parameters such as outlet temperatures or pollutant levels over many iterations.

RESULTS AND DISCUSSION

The CFD simulation indicates that the pure fuel oil undergoes efficient combustion under the given lean conditions. The flame stabilizes in the vicinity of the fuel inlet, forming a high-temperature reaction zone along the central axis of the combustor. The following subsections detail the key results in terms of flow field, temperature distribution, species concentrations, and pollutant formation. The temperature distribution inside the combustor is shown in Fig. 2., along with the pressure field, velocity vectors, and turbulence kinetic energy contours.

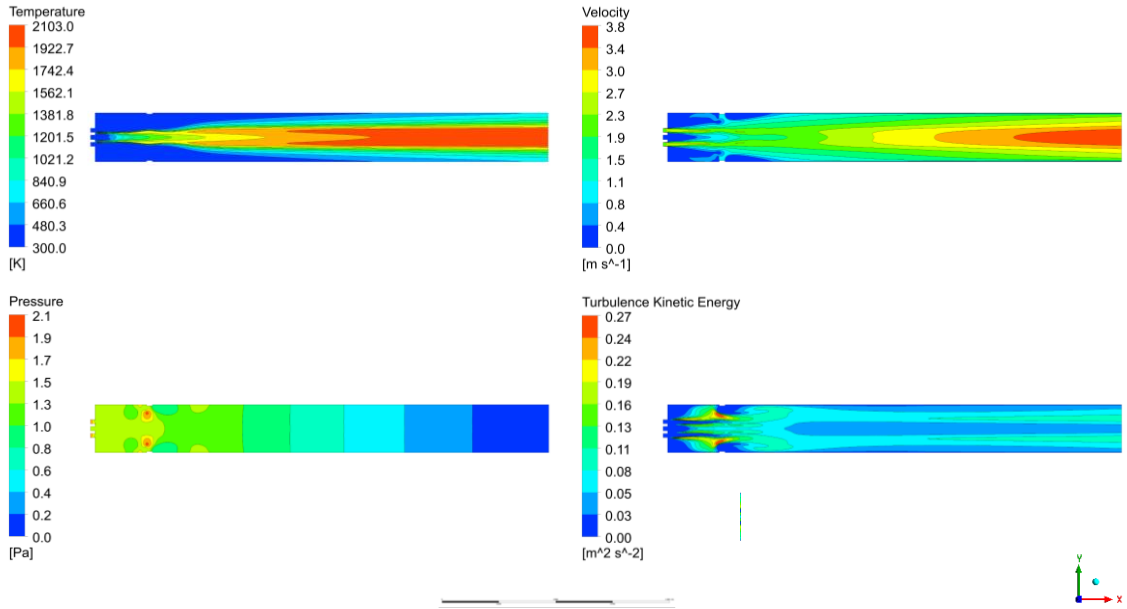


Figure 2. Temperature, pressure, velocity, and turbulence kinetic energy distributions.

The flame is characterized by a distinct high-temperature region near the fuel injection point. The peak temperature is approximately 2103 K at the flame core, as indicated by the simulation. This peak occurs slightly downstream of the fuel inlet on the central axis of the chamber. Such a temperature is indicative of effective combustion of the fuel oil under the lean mixture. It is high enough to signify vigorous burning, yet moderated by the excess air so as not to reach the higher temperatures of stoichiometric combustion. The present result is consistent with expectations; for instance, Nieckele et al. reported flame temperatures around 2000–2200 K for heavy fuel oil combustion in an industrial furnace under lean conditions, which aligns well with the findings (Nieckele et al., 2011). Away from the flame zone, the temperature falls off towards the combustor walls and outlet. The combustion products carry heat downstream, but as mixing with excess air continues, the gas gradually cools. The presence of excess air ensures that practically all fuel is burnt within the chamber, so there is no significant post-flame oxidation occurring near the outlet. This also contributes to a cooler exhaust compared to the flame region. The pressure field reveals a notable pressure drop across the combustor, which is typical for gas turbine combustion chambers. The highest pressure is at the inlet, and the pressure decreases in the direction of flow towards the outlet. A localized high-pressure zone is observed near the fuel injection region. This is likely due to the momentum exchange and heat release in the recirculation zone forming at the combustor head: as the fuel and air mix and ignite, the thermal expansion of hot gases generates a rise in pressure locally. Downstream of the flame, the pressure gradually relaxes towards the outlet pressure. The pressure drop from inlet to outlet in the simulation is on the order of a few percent of the inlet pressure. Maintaining a controlled pressure drop is important; too high a drop can indicate excessive flow resistance, whereas too low a drop might be insufficient to drive the needed airflow patterns. The obtained pressure profile qualitatively matches known behavior of can combustors, where most of the pressure drop is consumed in creating the turbulent mixing and sustaining the combustion. The magnitude of pressure variations in the model is moderate, suggesting that the design effectively distributes air without causing extreme local pressure spikes. The velocity field in the combustor is influenced by the injector flow and the expansion due to heat release. As shown by the velocity vectors and contour in figure, the flow enters at high speed near the air inlet region and then decelerates in the combustor as it expands and encounters the backpressure of the chamber. A recirculation zone forms just downstream of the fuel injector, which is common in combustor design to stabilize the flame. This recirculation traps hot products that ignite incoming fuel. In the 2D simulation, the recirculation is manifested by a vortex near the head of the combustor, providing a continuous ignition source for the fresh mixture. Downstream, the flow accelerates again as the gases heat up and expand. The velocity profile along the axis shows a gradual acceleration of the flow after the combustion starts, with velocities peaking at about 3.8 $m.s^{-1}$ further downstream in the combustor. This peak axial velocity occurs approximately at two-thirds of the combustor length, after which the velocity may decrease slightly towards the exhaust due to divergence or friction. The magnitude is relatively low, as expected for a combustor flow. Flow turbulence levels, represented by turbulence kinetic energy, are highest in the shear regions where air and fuel meet and in the recirculation zone. The turbulence kinetic energy contour shows a pronounced region of high turbulence kinetic energy near the flame root, essentially where the high-velocity jet of air interacts with the surrounding stagnant or recirculating flow. turbulence kinetic energy peaks in this zone because of intense mixing and the presence of velocity gradients. The maximum turbulence kinetic energy occurs near the combustor head and then decays along the axial direction as the flow becomes more uniform. By the mid-length of the combustor, turbulence production is lower, and existing turbulence begins to dissipate. Enhanced turbulence near the flame is beneficial for combustion as

it promotes mixing of fuel and air. However, excessive turbulence could increase heat losses or cause flame quenching near walls. In the results, the turbulence levels are within a reasonable range, ensuring robust mixing without completely disrupting the flame. The trend of turbulence being highest at the flame zone and decreasing downstream is consistent with experimental observations in combustors, and it aligns with the expectations from turbulence model predictions: production of turbulence is tied to shear and then decays due to viscous dissipation. Fig. 3. presents the mass fraction distributions of major species: nitrogen (N_2), oxygen (O_2), fuel (unburned $C_{19}H_{30}$), and water vapor (H_2O) throughout the combustor.

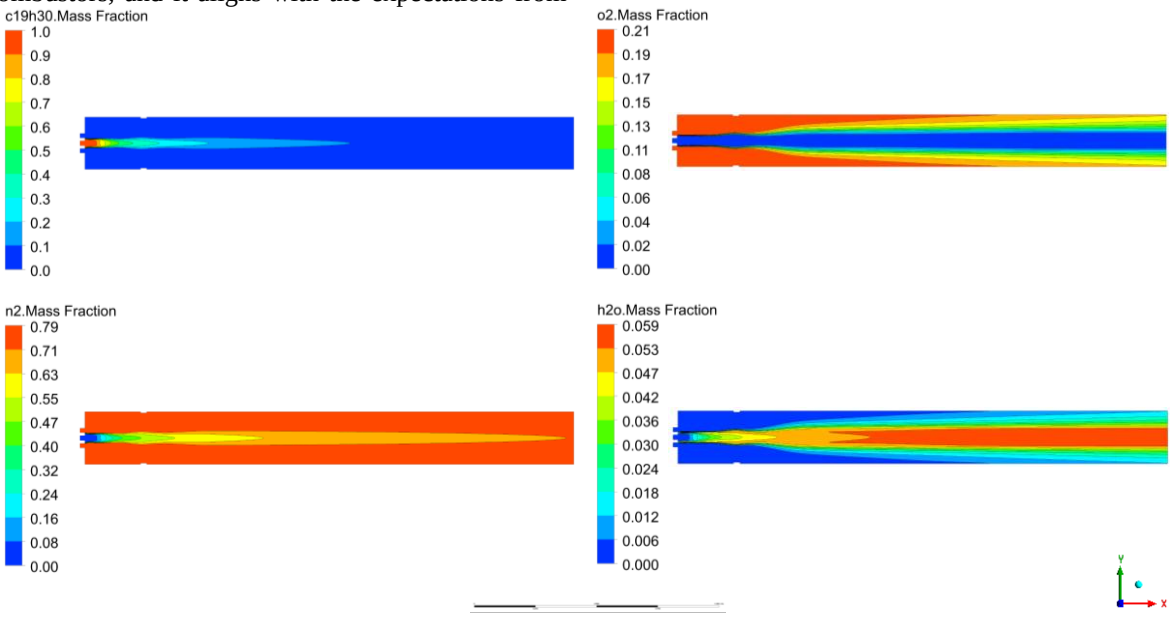


Figure 3. Mass fraction distributions of N_2, O_2, fuel oil, and H_2O.

The air entering the combustor contains predominantly N_2 and O_2. Since N_2 is not consumed in the combustion, its mass fraction distribution is chiefly affected by mixing and dilution. N_2 mass fraction is about 0.79 at the air inlet and remains high throughout most of the chamber, gradually rising further in regions where oxygen is depleted. Essentially, as fuel burns and O_2 is converted to CO_2 and H_2O, the proportion of N_2 in the mixture increases. The N_2 mass fraction is fairly uniform except in the immediate vicinity of the fuel jet, where the fuel presence locally reduces the N_2 fraction until mixing occurs. By the combustor outlet, N_2 mass fraction might reach around 0.79, reflecting that O_2 has been largely consumed and replaced by combustion products. The O_2 mass fraction plot vividly shows the consumption of oxygen in the combustion zone. Near the air inlet, O_2 is at its fresh-air value. As the air moves into the combustion chamber and meets the fuel, the O_2 mass fraction drops sharply in the flame region. In the core flame zone, the O_2 fraction falls to nearly zero indicating that virtually all available oxygen is burned with fuel at that location. This confirms that the reaction is intensive and oxygen is the limiting reactant locally. Immediately downstream of the injection point, the simulation shows an O_2 deficit region, da "oxygen consumption corridor" along the flame. Further away from this core, some oxygen remains, especially in the periphery of the combustor where fuel did not penetrate; that excess oxygen eventually mixes in as the combustion products move downstream. By examining the contours, It can be seen that after the primary combustion zone, the O_2 mass fraction begins to rise slightly again towards the outer edges, indicating mixing of remaining oxygen from the outer flow into the central stream of combustion products. However, overall O_2 remains low in the central region all the way to the outlet, confirming that the bulk of the oxygen was consumed in the flame and that the combustion went to completion with little leftover O_2 in the core flow. This behavior is consistent with measured species profiles in combustors, oxygen is typically completely consumed near the flame and any residual O_2 in a lean combustor will be found in the outer regions or near the walls where fuel didn't reach. The fuel oil mass fraction is highest at the fuel inlet and rapidly decreases as the fuel mixes with air and burns. The simulation shows that the fuel mass fraction drops off almost immediately after injection; within a short distance from the injector, the fuel fraction falls to near-zero. Essentially, the fuel vapor is quickly entrained into the airflow and ignited, so that a flame is established very close to the injector. The unburned fuel is largely confined to a small region near the injector. Beyond that, the mass fraction of $C_{19}H_{30}$ is nearly zero throughout the rest of the combustor, indicating complete combustion. By the mid-length of the combustor, the fuel is entirely consumed. This outcome demonstrates that the chosen combustor design and operating conditions provide sufficient residence time and mixing for the heavy fuel oil to burn completely. It also justifies the assumption of pure gaseous fuel input, since any liquid droplets would presumably evaporate very quickly given the high temperatures and turbulent mixing present. In a similar vein, Ivantsov and Gila observed that heavy fuel oil vapors could be fully oxidized in a furnace environment when using a single-step global reaction model, suggesting that one-step kinetics are adequate to simulate

the overall fuel consumption, as it can be seen here (Ivantsov & Gil, 2014). The production of water vapor is a direct result of combustion of the hydrogen in the fuel. The fuel oil $C_{19}H_{30}$ has a high hydrogen content, and when burned, it produces H_2O. The H_2O mass fraction in Fig. 3. is low at the air inlet and zero at the pure fuel inlet as well. As soon as the fuel combusts with oxygen, H_2O is formed. The highest H_2O mass fractions are found in the flame zone, coincident with where O_2 was consumed and fuel disappeared. The peak H_2O mass fraction in the flame region is on the order of ~0.10–0.15. In the case, the maximum H_2O mass fraction reached is roughly 0.12 at the combustor core where combustion is complete. Downstream, as the combustion products mix with remaining air, the H_2O mass fraction can be slightly diluted, but since most oxygen is already consumed, the H_2O fraction stays relatively high in the core flow. The distribution of H_2O closely mirrors that of CO_2 because both are products generated in fixed stoichiometric proportion. Indeed, the simulation confirms that regions with high CO_2 also have high H_2O, indicating complete combustion in those zones. The appearance of water vapor in the combustor is important not only as an indicator of combustion completeness but also because H_2O affects radiative heat transfer in the chamber. Combustion products and Fig. 4. illustrates the distributions of CO_2 as well as the pollutant species NO and total NO_x in the combustor. These results shed light on the efficiency of combustion and the environmental impact in terms of emissions. CO_2 is the primary carbon-containing product of the complete combustion of the fuel oil. As expected, its production is essentially the complement of fuel consumption. The CO_2 mass fraction is zero at the inlets, occurring along the central axis in the vicinity of the flame. This relatively high concentration of CO_2 in the core flow signifies efficient conversion of fuel carbon to CO_2. The location of peak CO_2 corresponds to where O_2 was depleted and fuel was fully burned, as described earlier. Downstream of the flame, CO_2 remains a major constituent of the gas mixture, though its mass fraction may decrease slightly as it mixes with surrounding air that contains N_2 and any residual O_2. By the combustor exit, the CO_2 mass fraction in the core flow is still significant, indicating that the exhaust is rich in CO_2 as expected for combustion products. The distribution shows CO_2 concentrated along the central axis, with lower concentrations near the walls. The presence of ~18% CO_2 in the exhaust is a sign of complete combustion of the fuel, as nearly all carbon has been converted to CO_2. In a perfectly lean combustion with excess air, the final CO_2 fraction would indeed be on the order of 10–20% depending on the air-to-fuel ratio, so the result is in line with theoretical expectations. This high CO_2 is beneficial from a combustion completeness perspective, though it also underscores that CO_2 emissions are significant for such heavy fuels, a factor to consider in environmental impact. NO forms in the high-temperature regions of the flame. However, due to the lean mixture and moderate peak temperatures, the formation of NO in this combustor is found to be extremely low. The CFD post-processing for NO predicts maximal NO mass fractions on the order of 10^{-7}. Specifically, the peak NO mass fraction in the flame was approximately 2.1×10^{-7} in the present simulation. This corresponds to a very small concentration. Such a low value suggests that the conditions favor low thermal NO_x formation, which is consistent with the flame temperature being controlled by lean combustion. Thermal NO_x production has an exponential dependence on temperature , and keeping the flame below ~2200 K drastically curtails NO formation. Additionally, prompt NO is minimal in lean flames, and it is assumed negligible fuel-bound nitrogen, so fuel NO_x is essentially zero. The spatial distribution of NO shows that it is confined to the immediate flame zone; trace amounts of NO are generated where the temperature is highest and then convected downstream, but because the amounts are so low, the NO mass fraction drops below 1×10^{-7} outside the core flame region. By the combustor exit, NO concentrations are extremely low, indicating that whatever little NO formed had no further production.Other NO_x pollutants are also depicted in Fig. 4.

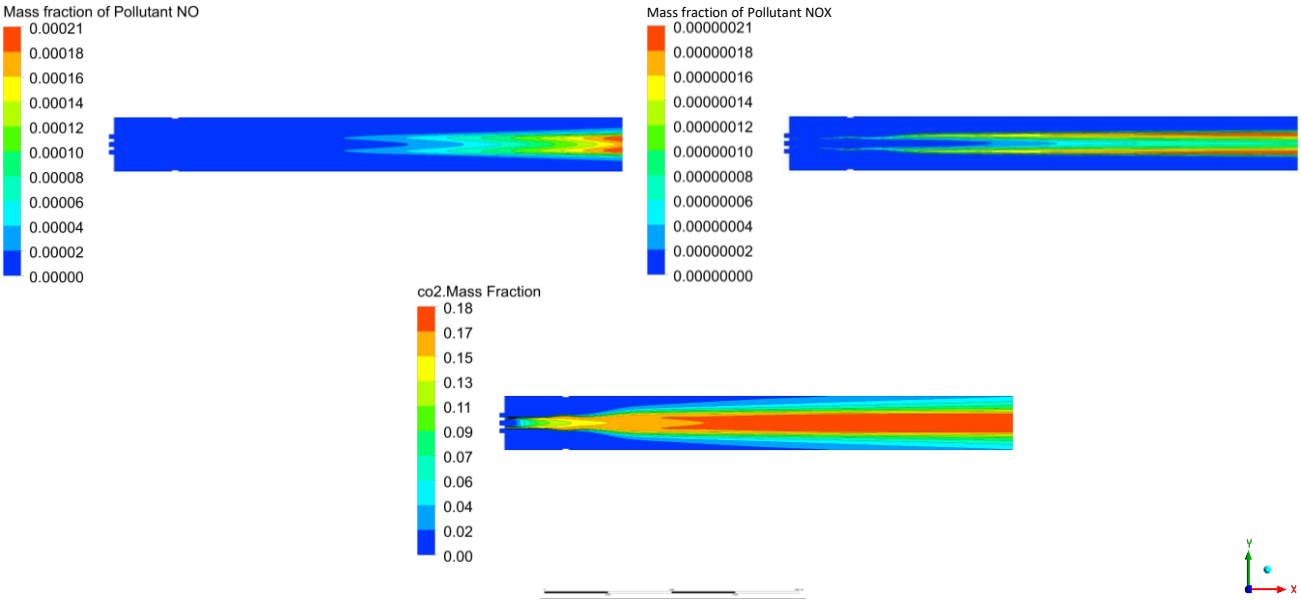


Figure 4. Emission-related species distributions including CO_2, NO, and NO_x.

In combustion modeling, NO typically accounts for the majority of nitrogen oxide emissions. The simulation results support this expectation, with a maximum NO mass fraction of approximately 2.1×10^{-4}, while the NO_x value remains significantly lower, around 2.1×10^{-7}. This discrepancy is attributed to the simulation settings, where NO and NO_x are tracked as separate species rather than NO_x representing the total sum of all nitrogen oxides. As a result, NO is reported independently, and the NO_x scalar likely accounts for only additional species not including NO. The dominance of NO is physically consistent with high-temperature regions in the flame zone, where thermal NO formation is most active. Moreover, the overall emission levels remain very low due to the lean combustion conditions, which limit the flame temperature and reduce the residence time of gases in the high-temperature core. For example, in a related CFD study by Rajak et al. comparing fuels, it was found that hydrogen produced more NO, whereas a fuel with lower flame temperature like diesel produced much less (Rajak et al., 2021). In the case, heavy fuel oil flame temps are moderated by lean conditions, thus producing NO_x amounts comparable to a light hydrocarbon flame of similar temperature. The low NO_x results are encouraging, as they suggest that pure fuel oil can be burned cleanly in terms of NO_x if operated under lean conditions. Therefore, the present results represent an ideal scenario of low-N fuel. For practical systems, additional measures might be needed to keep NO_x low. No significant amounts of CO were observed in the simulation results. The combustion was efficient enough that the intermediate CO formed from partial combustion was fully oxidized to CO_2 by the time the gases left the combustor. CO mass fractions remained near zero levels are monitored to assess the completeness of combustion. Incomplete combustion, caused by insufficient oxygen or poor mixing, leads to elevated CO emissions. In the present simulation, the CO mass fraction remains extremely low across the entire combustor domain, with values on the order of 10^{-6} or lower. This result confirms that combustion is highly efficient under the specified conditions. The lean mixture, combined with effective mixing and sufficient residence time, allows for the intermediate CO formed during initial oxidation to be fully converted into CO_2. The negligible CO formation also supports the earlier observation of high CO_2 and H_2O concentrations, and near-zero unburned fuel downstream of the reaction zone. These findings indicate that the modeled combustion process achieves near-complete oxidation of the fuel.

CONCLUSION

This study presents a computational analysis of pure fuel oil combustion in a two-dimensional can-type combustor using the species transport model. The simulation results demonstrate that under lean operating conditions and appropriate combustor geometry, fuel oil undergoes efficient and stable combustion with minimal emissions. Temperature distributions reveal a compact flame with a peak of approximately 2103 K, while velocity and turbulence profiles confirm effective mixing and flame stabilization. The mass fraction fields of O_2, $C_{19}H_{30}$, CO_2, and H_2O indicate near-complete combustion of the fuel, supported by low levels of unburned hydrocarbons and carbon monoxide. Nitrogen-based pollutant formation remains low, with NO and NO_x mass fractions limited to trace concentrations, primarily due to moderated flame temperatures and the absence of fuel-bound nitrogen in the modeled composition. The results confirm that lean combustion of pure fuel oil, when supported by adequate mixing and residence time, can achieve high thermal efficiency with limited environmental impact. The insights from the simulated species, flow, and temperature fields provide a useful basis for evaluating the combustion behavior and pollutant performance of heavy hydrocarbon fuels in simplified combustor geometries.

NOMENCLATURE

$C_{19}H_{30}$–Chemical formula of fuel oil [–]
CO–Carbon monoxide [–]
CO_2–Carbon dioxide [–]
D–Diameter [m]
g–Gravitational acceleration [$m^2.s^{-2}$]
H_2O–Water vapor [–]
k–Turbulent kinetic energy [$m^2.s^{-2}$]
k_{eff}–Effective thermal conductivity [$W.(m.K)^{-1}$]
μ–Dynamic viscosity [Pa.s]
μ_{eff}–Effective viscosity [Pa.s]
N_2–Nitrogen [–]
NO–Nitric oxide [–]
NO_x–Total nitrogen oxides [–]
O_2–Oxygen [–]
p–Static pressure [Pa]
R–Gas constant [$J.(kg\cdot K)^{-1}$]
S_{rad}–Radiative heat source [$W.m^{-3}$]
S_{reac}–Reaction heat source [$W.m^{-3}$]
T–Temperature [K]
t–Time [s]
v–Velocity vector [$m.s^{-1}$]
Y_ℓ–Mass fraction of species ℓ [–]
ρ–Density [$kg.m^{-3}$]
ω–Specific turbulence dissipation rate [s^{-1}]

ACKNOWLEDGEMENT

The authors declare that they have no conflict of interest. Also, this research did not receive any specific grant from funding agencies in the public, commercial, or not-for-profit sectors.

REFERENCES

Ansys Inc., & Inc., A. (2011). *Introduction to Ansys Meshing* (pp. L5-16). Ansys Inc.

Gorgulu, Y. F. (2024). Thermal efficiency evaluation in shell-and-tube heat exchangers: A CFD-based parametric study. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part E: Journal of Process*

Mechanical Engineering. https://doi.org/10.1177/09544089241262481

Ivantsov, A. A., & Gil, A. V. (2014). Numerical studies of the combustion of fuel oil in the boiler furnace at reduced load. *MATEC Web of Conferences*, *19*, 1–4. https://doi.org/10.1051/matecconf/20141901016

Nieckele, A. O., Naccache, M. F., & Gomes, M. S. P. (2011). Combustion performance of an aluminum melting furnace operating with natural gas and liquid fuel. *Applied Thermal Engineering*, *31*(5), 841–851. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2010.11.003

Pradhani, N. L., Rajesh, A., & Prasad, M. S. (2016). CFD Analysis on Can-Type Combustor and Variation of Air Injection Angle under Typical Engine Condition. *Journal of Aeronautics & Aerospace Engineering*, *5*(2), 1–5. https://doi.org/10.4172/2168-9792.1000170

Rajak, U., Nashine, P., Kumar Vhaurasiya, P., & Nath Verma, T. (2021). A numerical investigation of the species transport approach for modeling of gaseous combustion. *Journal of Thermal Engineering*, *7*(14), 2054–2067.

Singh, S. N., Seshadri, V., Singh, R. K., & Mishra, T. (2006). Flow characteristics of an annular gas turbine combustor model for reacting flows using CFD. *Journal of Scientific and Industrial Research*, *65*(11), 921–934.

TMI Staff & Contributors. (2020). *Prompt NOx, fuel NOx and thermal NOx: The DLE strategy*. Turbomachinery Magazine. https://www.turbomachinerymag.com/view/prompt-nox-fuel-nox-and-thermal-nox-the-dle-strategy

PERFORMANCE EVALUATION OF A MICRO TURBOJET ENGINE COMBUSTION CHAMBER USING HYDROGEN-AMMONIA FUEL MIXTURES

Funda DURMAZ*, Yasin Furkan GORGULU, Selcuk EKICI***, T. Hikmet KARAKOC*,****
* Faculty of Aeronautics and Astronautics, Eskisehir Technical University, Eskisehir, Türkiye, fundadurmaz@ogr.eskisehir.edu.tr, hkarakoc@eskisehir.edu.tr
** Department of Machinery and Metal Technologies, Keçiborlu Vocational School, Isparta University of Applied Sciences, Isparta, Türkiye, yasingorgulu@isparta.edu.tr
*** Department of Aviation, Igdir University, Igdir, Türkiye, selcuk.ekici@igdir.edu.tr
**** Information Technology Research and Application Center, Istanbul Ticaret University, Istanbul, Türkiye

Abstract: In this study, alternative and renewable fuels were examined in order to contribute to sustainability using the KJ-66 Micro Turbojet Engine. In the KJ-66 Combustion chamber, the fuel was created and modeled with a mixture of Hydrogen and Ammonia fuels. Micro Turbojet engines stand out due to their low emissions, easy maintenance, low noise levels and ease of assembly. In addition to Micro Turbojet engines, the reasons for choosing the KJ-66 engine are that it is used for educational purposes, is small in size and has an Annular combustion chamber model. When the combustion process is considered, the closest fuel to the aviation fuels used is hydrogen, with its wide flammability range, easy ignition and abundant resources that can be accessed in nature. In addition to the high flammability speed of hydrogen, due to the difficulties in combustion in traditional combustion chambers, it was planned to mix ammonia with the hydrogen fuel. The mixture of hydrogen and air in combustion chambers designed for traditional fuels creates difficulties. Thanks to ammonia, hydrogen ignites more slowly and increases stability by producing lower emission values. In this study, considering the values in the literature research, Hydrogen and Ammonia were mixed at a rate of 50% in order to contribute to the academic community and the results of the effect on the Micro Turbojet engine were presented in the study. In the study, the focus was placed on analyzing NOx emissions resulting from the combustion of hydrogen-ammonia fuel mixtures. The KJ-66 engine combustion chamber was designed with SOLIDWORKS and 2-dimensional flow analyzes were performed in the combustion chamber within ANSYS. Since the design was carried out in 2-dimensional, the work was accelerated with RANS Turbulence models in the Analysis modeling. It is seen that as a result of mixing Ammonia and Hydrogen fuels at a rate of 50%, the exit temperature of the combustion chamber reaches a maximum value of 2333.72 K. Since using Hydrogen as a fuel alone would create a more unstable combustion, the temperature value was controlled by adding Ammonia and the exit temperature of the combustion chamber was reduced. Thus, NO emission values were also reduced.

Keywords: Ammonia, combustion chamber, emission, hydrogen, sustainability.

HİDROJEN-AMONYAK YAKIT KARIŞIMLARI KULLANILARAK MİKRO TURBOJET MOTORU YANMA ODASININ PERFORMANS DEĞERLENDİRMESİ

Özet: Bu çalışmada KJ-66 Mikro Turbojet Motoru kullanılarak sürdürülebilirliğe katkı sunmak amacıyla alternatif ve yenilenebilir yakıtlar incelenmiştir. KJ-66 Yanma odasında, Hidrojen ve Amonyak yakıtlarının karışımı ile yakıt oluşturulmuş ve modellenmiştir. Mikro Turbojet motorlar, düşük emisyon sunmaları, kolay bakım yapılabilirliği, düşük ses seviyeleri sunması ve montaj kolaylıkları sunmaları nedeniyle ön plana çıkmaktadır. Mikro Turbojet motorların yanı sıra KJ-66 motorunun seçilme nedenleri arasında eğitim amaçlı kullanılması ve boyut olarak küçük olması ve Annular yanma odası modeline sahip olması bulunmaktadır. Yanma işlemi düşünüldüğünde kullanılan havacılık yakıtlarına en yakın yakıt geniş yanma aralığı, kolay ateşlenme ve doğada erişilebilecek kaynakların bolca olması ile hidrojen yer almaktadır. Hidrojen'in yüksek tutuşma hızına sahip olmasının yanı sıra, geleneksel yanma odalarında yanma zorlukları nedeniyle, hidrojen yakıtına amonyak karıştırılması planlanmıştır. Geleneksel yakıtlar için tasarlanan yanma odalarında hidrojen ve havanın karışımı zorluklar çıkarmaktadır. Amonyak sayesinde hidrojen daha yavaş tutuşmakta ve daha az emisyon değerleri ortaya çıkartarak kararlılığı arttırmaktadır. Bu çalışmada literatür araştırmalarındaki değerler gözetilerek akademik camiaya katkı suması amacıyla Hidrojen ve Amonyak %50 oranında karıştırılmış ve Mikro Turbojet motora etkisinin sonuçları çalışma içerisinde sunulmuştur Çalışmada, hidrojen-amonyak yakıt karışımlarının yanması sonucu oluşan NOx emisyonlarının analizi üzerinde durulmuştur. KJ-66 motoru yanma odası SOLIDWORKS uygulaması ile tasarlanarak ANSYS içerisinde yanma odasında 2 Boyutlu olarak akış analizleri gerçekleştirilmiştir Tasarım 2 Boyutlu olarak gerçekleştirildiği için Analiz modellemesinde RANS Türbülans modelleri ile çalışmaya hız kazandırılmıştır. Amonyak ve Hidrojen yakıtlarının %50 oranında karıştırılması sonucu yanma odasının çıkış sıcaklığı maximum 2333.72 K değerine çıktığı görülmektedir. Hidrojen'in tek başına yakıt olarak

kullanılması daha kararsız bir yanma oluşturacağı için sıcaklık değeri Amonyak katılarak kontrol altına alınmış, yanma odasının çıkış sıcaklığı düşürülmüştür. Böylece NO emisyon değerleri de düşürülmüştür.

Anahtar Kelimler: Amonyak, emisyon, hidrojen, sürdürülebilirlik, yanma odası.

INTRODUCTION

Air transportation has been increasing steadily at a rate of 5% per year globally for the last 30 years and is expected to increase rapidly in the coming years. With this increasing demand, it is aimed to prevent the damage caused by the emissions of aircraft engines to human health and the environment [1,2]. In 2011, Blankey and his colleagues reported that there were approximately 15,750 aircraft in commercial aviation and that these aircraft accounted for approximately 2-3% of carbon emissions due to the use of a single fuel obtained from fossil fuels [3].

Gas turbine engines are the most important technology in aviation and the most critical part of the aircraft. With the increasing interest in gas turbine engines, the aviation sector is trying to prevent pollution from exhaust gases. The variety of operational values and the effects on the emission level are also examined. When the performance modeling of a gas turbine engine is examined at the emission level, the combustion chamber is the most critical part. NOx, CO, Unburned Hydrocarbons (UHC) and smoke from exhaust gases are the main exhaust gas emissions [1,4].

Fuel properties and mixtures significantly affect the performance of gas turbine engines. In this context, renewable fuels and alternative fuels have been examined. Alternative fuels are fuels that emit less emissions to the environment, including the properties of aviation fuels in use. Renewable fuels are clean and environmentally friendly non-petroleum-derived fuels obtained from renewable biomass energy sources [5].

Gas turbine engines are the propulsion sources of aircraft, but they have a complex structure in terms of their operating methods. Although all jet engines have different structures and purposes, they have a core engine consisting of a compressor, combustion chamber and turbine.

The selection and placement of the combustion chamber are determined according to the characteristics of the engine to be used. For large aircraft engines, the combustion chamber is generally of the straight-through type, where the air flows parallel to the axis of the combustion chamber. In smaller aircraft engines, reverse-flow annular combustor is used, which provides a short area between the compressor and the turbine [6,7].

In gas turbine engines, combustion chambers should have high fuel efficiency, reliable and trouble-free ignition, compliance with stable limits, low pressure loss, distribution of the outlet temperature in a way that will not damage the turbine and the nozzle, low emission values, not creating pressure pulsation or combustion instability, ensuring the compatibility of the design according to the engine flight envelopes, minimum cost in manufacturing and design, durable, easy to maintain, and have a capacity suitable for petroleum, synthetic and biomass fuels [6].

Although the ring type combustion chamber has the same output power, it saves weight and cost by having the same diameter and 75% less length than the tube type combustion chamber. Due to the design of the combustion chamber, it also eliminates combustion distribution problems by not containing separate combustion chambers as in the tube type [8].

Hydrogen provides significant power in terms of energy efficiency. Ammonia ignites more slowly than hydrogen and has a lower flame speed [9]. It is planned to provide stable combustion and reduce emissions thanks to the mixture of hydrogen and ammonia. The aim of this study is to create an alternative fuel and provide sustainability benefits. Reducing emission values is an important area of study within sustainability targets. A carbon-free fuel was created with the mixture of hydrogen and ammonia and the most important polluting parameter of traditional aviation fuel was prevented [9-13]. As a result of the mixture by adding ammonia to hydrogen, both a carbon-free alternative fuel was obtained and flame stability was contributed [9]. In the Paris Peace Agreement held in 2015, numerous states, financial institutions and companies agreed to work for a carbon-free future. China and the United States have reached a common goal to cooperate with the greatest impact on CO_2 emissions. The international community has recently focused on NH_3 and H_2 due to their zero-carbon content. $NH_3 + H_2$ fuel has the characteristics of thermal efficiency stable combustion in gas turbine combustion chambers [9,14,15]. When the literature is examined, it is noticed that the academic data of the mixture of Ammonia and Hydrogen fuels and their use in gas turbine engines are less studied than the commonly used alternative fuels.

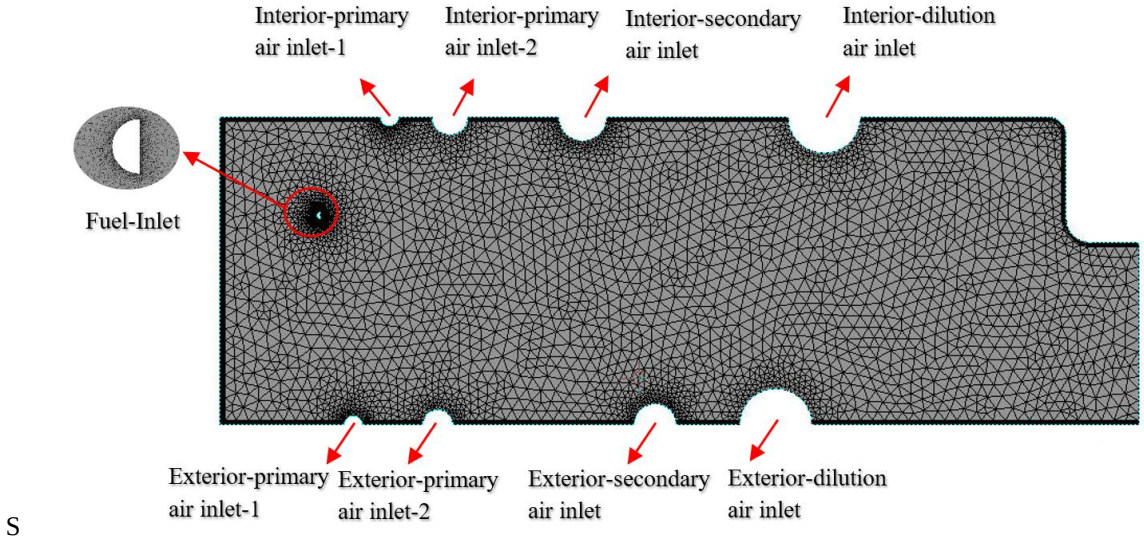
MATERIALS AND METHODS

In the study, the annular type combustion chamber of the KJ-66 engine was created in 2D. While shaping the design, gas turbine engine research was primarily conducted. Micro turbojet engines were prioritized due to the rapid combustion of hydrogen and access to open sources was provided for design technical drawings. In this context, the KJ-66 engine was preferred in the study due to its use for educational purposes and the data used in the studies of Gonzalez and his colleagues were used. Since the combustion chamber is Annular Type and symmetrical, the design was created in 2D to cover half of the combustion chamber and the combustion area. The regions in the combustion chamber for air intakes were named as primary, secondary and dilution in the mesh process. The technical drawing parameters used in the design are given in Table 1.

Table 1. Combustion chamber parameters [16].

Combustion Chamber Parameters	
Fuel inlet diameter	0.5 mm
Combustion interior part diameter	43 mm
Combustion exterior part diameter	94 mm
Combustion interior part length	76 mm
Combustion exterior part length	70 mm
Interior-primary air inlet diameter-1	1.5 mm
Interior-primary air inlet diameter-2	2 mm
Interior-secondary air inlet diameter	3.5 mm
Interior-dilution air inlet diameter	6 mm
Exterior-primary air inlet diameter-1	1.5 mm
Exterior-primary air inlet diameter-2	3 mm
Exterior-secondary air inlet diameter	4 mm
Exterior-dilution air inlet diameter	6 mm

The numerical mesh creation and boundary naming processes were performed with the Mesh module in ANSYS. The mesh was generated using triangular elements, and local mesh refinements were applied in critical regions to improve the quality of the computational grid. In the mesh design with a total of 6008 nodes and 10256 elements, a controlled mesh structure was created by examining the mesh quality limits. The maximum skewness value was found to be 0.68, and the minimum orthogonal quality was found to be 0.41. These values confirm that a good level of mesh quality was created according to the document published by ANSYS in 2014 [17].
The mesh structure and design of the geometry are seen in Figure 1.
Navier-Stokes equations were used while performing the analysis studies.
The analysis was performed with the FLUENT module in ANSYS. RANS equations were preferred in the study using Navier-Stokes equations. Energy conservation equations were activated in the analysis. The k-ω SST model was preferred as the turbulence model because it captures complex flow dynamics in detail and is superior in terms of numerical stability [18].
In the analysis, the species module in Ansys was activated and the Non-Premixed model was selected. Table 2 shows the fuel and oxidizer contents entered as Non-Premixed. Thanks to the Non-Premixed combustion model, oxidizer and fuel contents can be recreated on the basis of mass fraction. Since air will come from the combustion chamber inlet, the Oxidizer content was arranged. While working on the Non-Premixed model, the PDF Mixture material should be defined by creating a Probability Density Function table (PDF table).



S

Figure 1. 2D Combustion chamber design and mesh structure.

The desired fuel is obtained by creating the average mixture fraction for the fuel using the PDF table [19]. While performing the analysis, a gravitational acceleration of 9.81 $\frac{m}{s^2}$ was activated.

Table 2. Non-premixed combustion materials.

Species	Fuel	Oxidizer
N_2	0.0	0.767
O_2	0.0	0.233
H_2	0.5	0.0
NH_3	0.5	0.0

While entering Boundary Conditions, Fuel-inlet, Primary-air-inlet, Secondary-air-inlet, Dilution-air-inlet are defined as Mass-flow inlet. Primary, Secondary and Dilution inlets provide a total of 8 hole inlets. For KJ-66 engine, total air flow is 0.22 kg/s, air inlet temperature is 400 K, Air-Fuel Ratio (AFR) is 65:1, and fuel inlet temperature is 300 K [16].
In order to confirm the accuracy of the analysis, 3000 iterations were performed and the results converged.
Since NOx emissions are an important parameter in the mixture of NH_3 and H_2 NOx values were examined in detail and reported in the study.

RESULTS AND DISCUSSION

The CFD simulations revealed that using a 50% hydrogen-ammonia fuel mixture in the KJ-66 micro turbojet engine resulted in a maximum NOx mass fraction of 0.00572 and a maximum combustion chamber outlet temperature of 2333.72 K. The temperature distribution of the combustion chamber analysis result is given in Figure 2a, and the NOx distribution of the combustion chamber analysis result is given in Figure 2b. With the $NH_3 + H_2$ fuel mixture, unburned hydrocarbons and CO_2 emissions caused by kerosene fuel were eliminated. It is aimed to reduce fossil fuels by contributing to the aviation sector by creating an alternative fuel. In the next studies, $NH_3 + H_2$ analyses at different mass fractions and its advantages/disadvantages to kerosene fuel can be presented.

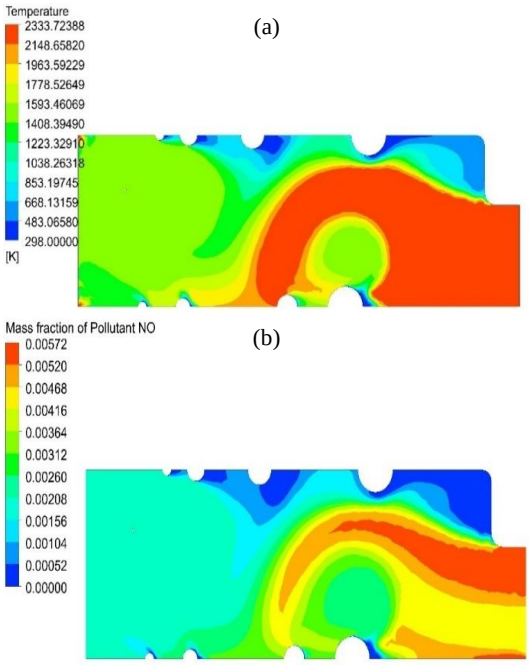


Figure 2. Combustion chamber analysis results

a) Temperature distribution as a result of combustion chamber analysis
b) NOx distribution as a result of combustion chamber analysis

CONCLUSIONS

- In the study, the annular type combustion chamber of the KJ-66 engine was created in 2D.
- In the mesh design with a total of 6008 nodes and 10256 elements, a controlled mesh structure was created by examining the mesh quality limits. The maximum skewness value was found to be 0.68, and the minimum orthogonal quality was found to be 0.41.
- Navier-Stokes equations. Energy conservation equations were activated in the analysis. The $k-\omega$ SST model was preferred as the turbulence model.
- In the analysis, the species module in Ansys was activated and the Non-Premixed model was selected.
- While performing the analysis, a gravitational acceleration of 9.81 $\frac{m}{s^2}$ was activated.
- For the purpose of combustion modeling, a fuel mixture comprising 50% ammonia and 50% hydrogen was formulated.
- For KJ-66 engine, total air flow is 0.22 kg/s, air inlet temperature is 400 K, Air-Fuel Ratio (AFR) is 65:1, and fuel inlet temperature is 300 K [16].
- The CFD simulations revealed that using a 50% hydrogen-ammonia fuel mixture in the KJ-66 micro turbojet engine resulted in a maximum NOx mass fraction of 0.00572 and a maximum combustion chamber outlet temperature of 2333.72 K.
- Thanks to the mixture of ammonia and hydrogen, unburned hydrocarbon emissions resulting from the combustion of kerosene are eliminated.
- When a mixture of Ammonia and Hydrogen is used as fuel, it creates more stable combustion compared to the properties of 100% Hydrogen fuel [20]. By lowering the outlet temperature, NOx emission values are also reduced.

REFERENCES

[1] Li, H., Altaher, M. A., Wilson, C. W., Blakey, S., Chung, W., & Rye, L. (2014). Quantification of aldehydes emissions from alternative and renewable aviation fuels using a gas turbine engine. Atmospheric Environment, 89, 525–532. https://doi.org/10.1016/j.atmosenv.2014.02.054
[2] Belobaba, P., Odoni, A., Barnhart, C., 2009. The Global Airline Industry. Wiley.
[3] Blakey, S., Rye, L., & Wilson, C. W. (2011). Aviation gas turbine alternative fuels: A review. Proceedings of the Combustion Institute, 33(2), 2863–2885. https://doi.org/10.1016/j.proci.2010.09.011

[4] ICAO, 2008. Annex 16 Environmental Protection. In: Aircraft Engine Emissions, third ed., vol. II. International Civil Aviation Organization.
[5] Ekici, S. (2019). Bor katkılı alternatif yakıt kullanımının mikro turbojet motor performans etkilerinin incelenmesi / Investigation of the effects of alternative fuel boron blend on micro turbojet engine performance (Doktora tezi). Eskişehir Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Uçak Gövde Motor Bakım Ana Bilim Dalı.
[6] Lefebvre, A. H., & Ballal, D. R. (2010). Gas turbine combustion: Alternative fuels and emissions (3rd ed., 557 pp.). CRC Press. https://doi.org/10.1201/9781420086058
[7] Karakoç, T. H. (2008). Gaz türbinli motorların yakıt sistemleri. T.C. Anadolu Üniversitesi Yayınları, No. 984, Sivil Havacılık Yüksekokulu Yayınları, No. 6. Eskişehir, Türkiye.
[8] The Rolls-Royce. (1986). The jet engine (4th ed.). Rolls-Royce. ISBN: 978-0902121041
[9] Akhtar, S., Hui, Y., Yu, J., & Yu, A. (2025). Heat transfer performance analysis of hydrogen-ammonia combustion in a micro gas turbine for sustainable energy solutions. International Journal of Hydrogen Energy, 105, 619–631. https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2025.01.281
[10] Chehade G, Dincer I. Progress in green ammonia production as potential carbonfree fuel. Fuel 2021;299:120845.
[11] Yao N, Pan W, Zhang J, Wei L. The advancement on carbon-free ammonia fuels for gas turbine: a review. Energy Convers Manag 2024;315:118745.
[12] El-Adawy M, Nemitallah MA, Abdelhafez A. Towards sustainable hydrogen and ammonia internal combustion engines: challenges and opportunities. Fuel 2024; 364:131090.
[13] Yip HL, Srna A, Yuen ACY, Kook S, Taylor RA, Yeoh GH, Chan QN. A review of hydrogen direct injection for internal combustion engines: towards carbon-free combustion. Appl Sci 2019;9(22):4842.
[14] Nose M, Kawakami T, Nakamura S, Kuroki H, Kataoka M, Yuri M. Development of hydrogen/ammonia firing gas turbine for decarbonized society. Mitsubishi Heavy Ind Tech Rev 2021;58(1).
[15] Pashchenko D. Ammonia fired gas turbines: recent advances and future perspectives. Energy 2024;290:130275
[16] Gonzalez Toro, C. A., Wong, K. C., & Armfield, S. (2007). Computational study of a micro-turbine engine combustor using Large Eddy Simulation and Reynolds Averaged turbulence models. ANZIAM Journal, 49, 407–422. https://doi.org/10.21914/anziamj.v49i0.338
[17] ANSYS Inc. (2014, March 27). Introduction to ANSYS Meshing: Lecture 8 - Mesh Quality, ANSYS Inc.
[18] Menter, F. R. (1994). Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications. AIAA Journal, 32(8), 1598–1605. https://doi.org/10.2514/3.12149
[19] Harden, II, M. A. (2021). Computational Fluid Dynamics Analysis of the Combustion Process for the TJT3000 Micro Jet Turbine Engine [Master's thesis, Youngstown State University]. OhioLINK Electronic Theses and Dissertations Center. http://rave.ohiolink.edu/etdc/view?acc_num=ysu1639658339437918
[20] Haglind, F., & Singh, R. (2006, October). Design of aero gas turbines using hydrogen. Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, 128. https://doi.org/10.1115/1.2179468

DÖRTGEN KANALLARDA $CoFe_2O_4/H_2O$ KULLANILARAK ELİPTİK ÇUKUR KANATÇIKLARIN TERMO-HİDROLİK PERFORMANSA ETKİLERİNİN SAYISAL ANALİZİ

Furkan YILDIRIM*, Mehmet GÜRDAL, Büşra YILDIRIM*****
*İstanbul Gedik University, Faculty of Engineering, Mechanical Engineering Department, 34876 Kartal, İSTANBUL, furkan.yildirim@gedik.edu.tr
** Kastamonu University, Faculty of Engineering and Architecture, Mechanical Engineering Department, 37150 Merkez, KASTAMONU, mgurdal@kastamonu.edu.tr
*** Kastamonu University, Insitute of Science and Technology, Mechanical Engineering, 37150 Merkez, KASTAMONU, 241003007@ogr.kastamonu.edu.tr

Özet: Bu araştırma, kare kesitli kanal kullanılarak zorlanmış taşınım koşulları altında $CoFe_2O_4/H_2O$ nanoakışkan kullanılarak kanal içi zorlanmış taşınım ve çukurlu yüzey konfigürasyonlarının etkilerine ilişkin sayısal bir çalışma sunmaktadır. ANSYS Fluent'te 500-2000 arasında Reynolds değerlerine sahip laminer akış için sayısal testler gerçekleştirilmiş ve tüm analizler sabit ısı akısı koşulları altında (q" = 2000 W/m^2) yapılmıştır. Bu araştırma, çukur aralığı-genişlik oranlarının (P/b = 20, 15 ve 10) çeşitli kombinasyonlarının etkilerine odaklandığından, laminer akış seçilmiştir. Bu araştırmanın sonuçları, çukurlu yüzeylerin birleşik kullanımıyla, %1 hacim fraksiyonu konsantrasyonuna sahip $CoFe_2O_4/H_2O$ nanoakışkan kullanılarak zorlanmış ısı taşınımında önemli artışlar olduğunu göstermiştir. Pürüzsüz bir boruya kıyasla, Nusselt sayısının en yüksek artışı %34,60, PEC'nin en yüksek artışı ise P/b = 10 değerinde, çukurlu yüzeylerin kullanılmasıyla %20,72 olarak ölçülmüştür.
Anahtar Kelimler: Çukurlu kanal, Nanoakışkan, Zorlanmış taşınım, Isı transferinin artırılması, CFD, $CoFe_2O_4/H_2O$

NUMERICAL INVESTIGATION OF THE EFFECTS OF ELLIPTICAL DIMPLED FINS ON THE THERMO-HYDRAULIC PERFORMANCE USING $CoFe_2O_4/H_2O$ IN SQUARE CHANNELS

Abstract: This research provides a numerical study in forced convection heat transfer and the effects of configurations of dimpled surfaces using $CoFe_2O_4/H_2O$ nanofluid in internal forced convection using a square section cross channel. Numerical tests were performed in ANSYS Fluent for laminar flow with Reynolds values from 500-2000 and all analyses were performed under constant heat flux conditions (q" = 2000 W/m^2). Laminar flow was selected since this investigation is focused on various combinations of the effects of the dimple pitch-to-width ratios, P/b = 20, 15, and 10. The outputs from this research showed significant increases to the convective heat transfer using $CoFe_2O_4/H_2O$ nanofluid with the concentration of 1% volume fraction, by combined use of dimpled surfaces. Compared to a smooth tube the highest increase of Nusselt number was 34.60%, and the highest enhancement of PEC was at P/b = 10 for using the dimpled surfaces with 20.72%.
Keywords: Dimpled tubes, Nanofluid, Forced heat convection, Heat transfer enhancement, CFD, $CoFe_2O_4/H_2O$

INTRODUCTION

Efficient heat transfer is a critical concern in many industrial applications, including electronics cooling, heat exchangers, automotive systems, and power generation. As thermal systems become more compact and energy-efficient designs are demanded, enhancing heat transfer performance without significantly increasing system complexity or energy input has become a major engineering challenge. This need has prompted researchers to investigate several approaches for enhancing heat transfer. Heat transfer enhancement is an improved form of thermal performance in any heat transfer process, device, equipment, medium, or component, even if the overall design or functionality of the system does not significantly change. (Khashaei et al., 2024). The goal is to achieve more efficient heat exchange by increasing the rate of heat transfer, thereby improving energy utilization and system performance while maintaining the integrity and practicality of the original system layout. According to existing literature, heat transfer enhancement methods are typically classified into three main categories: active, passive, and compound techniques (Ajarostaghi et al., 2022). These classifications help researchers and engineers select the most suitable enhancement strategy based on system

requirements, operational constraints, and economic considerations.

Active techniques for heat transfer enhancement rely on external power input to increase the rate of thermal exchange. Techniques such as mechanical aids (Rahman et al., 2024), surface vibration (Hughes & Garimella, 2024), electrostatic fields (Léal et al., 2013a) and fluid injection (Huynh & Kim, 2025) are common examples of active approaches (Bhandari et al., 2024). Martínez et al. propose an innovative method for measuring wall temperature in scraped surface heat exchangers, utilizing thermocouples embedded in close proximity to the scraped surface (Martínez et al., 2017). Hou et al. investigated the effects of external vibration excitation on heat transfer and flow characteristics through numerical simulations. Their results showed that vibration significantly influences the temperature distribution around the fin, as well as the behavior of the airflow (Hou et al., 2023). Gürsoy et al. examined how a magnetic field affects convective heat transfer in Fe_3O_4/H_2O ferrofluid flowing through a sudden expansion tube equipped with convex dimple fins. Their findings revealed that stronger magnetic field intensity, higher nanofluid concentration, and the use of convex dimple fins all contributed positively to heat transfer performanc (Gürsoy, Pazarlıoğlu, Gürdal, Arslan, et al., 2023). Despite their potential, active methods are often impractical in real-world settings due to the requirement for supplementary equipment and the complexity of integrating external energy sources. As a result, passive techniques are generally favored, since active ones pose challenges in power supply and long-term maintenance (Léal et al., 2013b).

At present, passive techniques aim to enhance the thermal performance of systems by introducing geometrical or structural modifications, without relying on external energy input (Ghazanfari et al., 2024). Passive methods are typically more economical than active ones and are deemed more dependable, largely because they do not involve moving components. A wide range of passive enhancement strategies have been utilized, including the use of porous materials (Afaynou et al., 2024), turbulators (Abed et al., 2024), wire coils (Ahamad & Kant Verma, 2024), swirl flow devices (Wang et al., 2024), twisted tape inserts (Li et al., 2025), corrugated (Kong et al., 2024) and extended surfaces (Yang et al., 2024), dimples (Gürsoy et al., 2022) and protrusions (Y. Wang, 2025), nanofluids (Gürsoy, Gürdal, et al., 2023), displaced enhancement devices (Zhang et al., 2024) and specialized tube configurations such as coil (Jing et al., 2024), helical (Liaw et al., 2024) or spiral tubes (Sharaf et al., 2024). Rehman et al. provide a comprehensive review on improving the thermal properties and heat transfer efficiency of phase change materials (PCMs) through the integration of porous media. The findings suggest that thermal conductivity can be enhanced by a factor of 3 to 500, depending on the material type. Additionally, porous structures effectively accommodate the thermal, linear, and volumetric changes of molecular species during phase transitions (Rehman et al., 2019). Madhwesh et al. investigated the effect of capsule-shaped turbulators on the thermal performance of solar air heaters. By testing various configurations and placements of the turbulator within the solar collector, they found that strategic positioning significantly enhanced heat transfer. The study concluded that optimal performance was achieved when the turbulator was installed at a 45° angle of incidence (Madhwesh et al., 2025). Dang and Wang explored how bent coil extensions enhance heat transfer within the Reynolds number range of 400 to 1800. Their study demonstrated that these extensions transform the fluid into a complex three-dimensional mixed flow, significantly intensifying secondary flow patterns (Dang & Wang, 2021). Farhadi et al. explored both heat transfer and pressure drop in a Coiled Flow Reverser (CFR) with bent band connections under laminar and turbulent flow conditions. They examined the influence of bend ratio, Reynolds number, and holes in bands on CFR behaviour. The best results were determined to be a bend ratio of 15.73 without holes at Re = 2000 and Re = 17,000 ultimately noting the influences of band design on thermal efficiency (Farhadi et al., 2024). Bouzennada et al. examined a flexible baffle installed at the base of a microelectronic channel. In their fabrication process they used Al_2O_3 nanofluid ranging in concentration up to 6% as the nanofluid base for cooling. A numerical analysis was conducted utilizing the finite element method, revealing that aspect ratios of the baffle and placement were significant contributors to cooling behavior. The best thermal performance occurred for a heat source placed at the bottom, adjacent to the baffle (curvature shape S = -20 and -10), contributed to enhanced mixing behavior and detachment of the thermal boundary layer with the baffle geometry modification, relaxing the steady-state heat transfer (Bouzennada et al., 2024).

In the compound heat transfer augmentation technique, two or more passive and/or active augmented heat transfer techniques are utilized simultaneously to improve the thermal performance of the system, resulting in a heat transfer rate that is higher than the maximum heat transfer rate achieved using any of the single techniques alone (Muraleedharan Nair et al., 2024). This synergistic effect allows for enhanced efficiency by combining the strengths of different approaches. For instance, compound passive techniques may involve using rough tube walls in conjunction with twisted-tape inserts (Bdaiwi et al., 2025), internally finned tubes combined with twisted tapes (Radhi et al., 2025) or rib-roughened channels integrated with longitudinal vortex generators (Byiringiro et al., 2024). Byiringiro et al. numerically investigated the thermal performance of three innovative parabolic trough receiver designs using CFD in ANSYS Fluent, comparing Syltherm800 with MWCTN-TiO_2/Syltherm800 hybrid nanofluid (Byiringiro et al., 2024). Marzouk et al. carried out an experimental and numerical investigation into heat transfer enhancement in a double-tube heat exchanger (DTHX) with nail rod insert (NRI). The study utilized a straight steel NRI 1000 mm in length and compared the results of turbulent flow with Reynolds number values ranging from 3200 to 5700, based on designs with three pitch lengths, 100 mm, 50 mm, and 25 mm. In all cases,

the Nusselt number significant improved with all NRIs, with the obvious change occurring with the NRI of pitch length 25 mm, achieving Nusselt number values 1.81 - 1.9 times higher than the plain tube (Marzouk et al., 2024). Chaurasiya et al. examined the effects of swirl flow; primary and secondary vortices created by the tape twist; and a V-shaped cut on the tape. Experiments were performed with silicon dioxide nanofluid inside a double-pipe heat exchanger at Reynolds numbers 6,000 to 14,000 with nanofluid concentrations of 1%. The V-cut produced secondary vortices, however, as the cut depth increased, Nusselt number gains decreased at high Reynolds numbers. The friction factor, with an e/c ratio of 0.17, was 6.37 times greater than that for a smooth pipe, while heat transfer increased by 87.73% at Re = 6,000. These combinations are intended to create stronger mixing of the fluid, produce more disruption of thermal boundary layers, and increase turbulence, all of which improve overall heat transfer performance significantly (Chaurasiya et al., 2024).

The primary goal of this research is to study numerically the effects of nanofluids and dimple surface geometries, on the forced convection heat transfer in the tube. The study will investigate the effects of the dimple geometries on the flow and temperature fields, how the use of nanofluids affects thermal performance in dimpled channels, and the cost-benefit consideration (heat transfer enhancement vs. pressure drop).

The objective of this research is to develop a more complete assessment of the thermal and hydraulic performance for such systems, By bringing these aspects into a single investigation the results of this research will aid in the design of thermally efficient, passive cooling systems. The results generated from this work are expected to be transferable across a broad range of engineering applications including, compact heat exchangers, electronics cooling devices, and energy conversion devices.

MATERIAL AND METHOD

The main motivation for this research is its originality and the small amount of work that has been done on enhancing heat transfer in square-section channels. The literature review has demonstrated that there is a significant gap particularly with respect to studying recessed dimpled fin geometries and testing their thermal and hydraulic performance in a CoFe2O4/H2O nanofluid flow.

The test tube in this study is 20 mm × 20 mm, outer dimensions; 1500 mm length. These dimensions were carefully chosen, to ensure that the conditions yield a steady state fully developed thermo-hydrodynamic state needed for accurate reliable numerical results. The wall thickness of the tube structure was specified as 2 mm, to maintain structural integrity and allow for heat loss restrictions. The dimple fin structures as a tube design are specified with a dimensionless geometric parameter denoted P/b, where P (mm) represents the center-to-center spacing between two adjacent dimple fins, and b (mm) is the width of a single dimple fin. The P/b parameter is necessary to indicate the geometric arrangement of the dimples and their contribution to the flow and thermal characteristics of the channel. The base geometry of the test section and dimensions and spatial arrangement of the dimple fin structure is shown in Figure 1.



Fig. 1 Perspective view of the test tubes and dimple configuration

The setup enables a systematic examination of how varying dimple arrangements influence the thermal and hydraulic performance of the system. The different cases considered in the current study with the corresponding dimensional and dimensionless geometrical parameters are summarized in Table 1.

Table 1 Geometrical parameters of studied tubes and working fluids

Cases	Fluid Type	P/b	Φ(vol%)
ST1	H_2O	-	0
ST2	$CoFe_2O_4$	-	1
DP1	H_2O	20	0
DP2	H_2O	15	0
DP3	H_2O	10	0
DP4	$CoFe_2O_4$	20	1
DP5	$CoFe_2O_4$	15	1
DP6	$CoFe_2O_4$	10	1

The analysis started with an extensive exploration of the fundamental conservation laws of; continuity, momentum, and energy. The flow was modeled using a viscous formulation and under laminar flow conditions. The Finite Volume Method (FVM) was chosen to create a numerical solution to the governing partial differential equations because it is effective at simulating complex fluid dynamics problems. The governing equations were then used in ANSYS FLUENT software to conduct the numerical solution to the problem. The solutions were

validated and verified through a comparison with empirically collected data in the scientific literature for thermal and hydrodynamic flow, prior to conducting simulations. When the model was validated, simulations were first undertaken for the flow of a $CoFe_2O_4/H_2O$ nanofluid in a smooth tube with prescribed boundary conditions. Secondly, simulations were undertaken for the same tube somewhat differently wherein proportions were taken for the dimple fin geometry and comparisons were made with regards to thermal and hydrodynamic flow. The governing equations for mass, momentum and energy conservation are solved iteratively in all cases until a convergence criterion of 1×10^{-6} was met in the residuals. The Simple Algorithm is employed for pressure–velocity coupling because it provides a good balance between computation and stability which helps it converge faster than some alternatives.

Governing Equations And Data Reductions

The numerical analyses were performed using ANSYS Fluent (Pavan Kumar et al., 2021), a commercial computational fluid dynamics (CFD) software. The simulations were conducted using a three-dimensional (3D) model and assumed steady-state flow. The working fluids were treated as Newtonian fluids with constant thermo-physical properties determined at a reference temperature of T = 293.15 K. The flow regime was laminar with a Reynolds number range of $500 \leq Re \leq 2000$. The continuity, momentum, and energy equations were solved in their dimensionless form for an incompressible flow as the governing equations were used in the simulations. The computational simulation is based on the governing equations outlined in Eqs. (1), (2), and (3).

Continuity equation (Gürsoy et al., 2024):

$$\frac{\partial U_x}{\partial x} + \frac{\partial U_y}{\partial y} + \frac{\partial U_z}{\partial z} = 0 \tag{1}$$

Momentum equation (Gürsoy et al., 2024):

$$\frac{\partial (U_i U_x)}{\partial x} + \frac{\partial (U_i U_y)}{\partial y} + \frac{\partial (U_i U_z)}{\partial z} = -\frac{\partial p}{\partial i} + \frac{1}{Re}\left(\frac{\partial \tau_{xi}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yi}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zi}}{\partial z}\right) \tag{2}$$

Energy equation (Gürsoy et al., 2024):

$$\frac{\partial (U_x T)}{\partial x} + \frac{\partial (U_y T)}{\partial y} + \frac{\partial (U_z T)}{\partial z} = \frac{1}{RePr}\left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2}\right) \tag{3}$$

The heat flux applied to the outer surface of the tube is assumed to be uniformly distributed along its perimeter. To evaluate the system's thermal performance, the average convective heat transfer coefficient is calculated using Eq. (4) (Gürsoy et al., 2023).

$$h = \frac{q''}{(T_w - T_b)} \tag{4}$$

In this formulation, q''[W/m²], T_w [K] and T_b [K] represent the applied surface heat flux, the average wall temperature, and the bulk fluid temperature, respectively. The bulk temperature is taken as the arithmetic average of the inlet and outlet fluid temperatures and can be obtained from Eq. (5) (Gürsoy et al., 2023).

$$T_b = \frac{T_{in} + T_{out}}{2} \tag{5}$$

Here, T_{in} [K] and T_{out} [K] represent the temperatures at the inlet and outlet of the channel. The Nusselt number, an indicator of convective heat transfer performance, is determined from Eq. (6) (Gürsoy et al., 2023).

$$Nu = \frac{hD}{k} \tag{6}$$

Here, k stands for the thermal conductivity of the fluid used in the system, measured in W/m·K, and D is the tube's diameter in meters. To calculate the friction factor ff, Eq. (7) is applied (Gürsoy et al., 2023).

$$f = \frac{\Delta P}{\frac{L}{D}\frac{\rho V^2}{2}} \tag{7}$$

Here, ΔP indicates the pressure drop across the tube in pascals, L is the tube's length in meters, ρ the fluid density in kilograms per cubic meter, and V the flow velocity in meters per second. The Reynolds number (Re), which helps identify whether the flow is laminar or turbulent, is calculated as follows with Eq. (8) (Gürsoy et al., 2023).

$$Re = \frac{\rho V D}{\mu} \tag{8}$$

In this context, μ [kg/m·s] refers to the dynamic viscosity of the fluid used. The thermal performance of the dimple tube is evaluated using the Performance Evaluation Criterion (PEC), as described in Eq. (9) (Gürsoy, Pazarlıoğlu, Gürdal, Gedik, et al., 2023).

$$PEC = \frac{\frac{Nu_{enhanced}}{Nu_{base}}}{\left(\frac{f_{enhanced}}{f_{base}}\right)^{\frac{1}{3}}} \quad (9)$$

In this context, $Nu_{enhanced}$ and $f_{enhanced}$ represent the Nusselt number and friction factor for the dimpled tube, while Nu_{base} and f_{base} refer to those for smooth tube with water (H_2O) as the working fluid.

Thermophysical Properties Of Nanofluid

Among the thermo-physical properties of nanofluids, thermal conductivity plays a critical role (Waini et al., 2022). In this study, the characteristics of the $CoFe_2O_4/H_2O$ nanofluid were analyzed using the data presented in Table 2.

Table 2 Thermophysical characteristics of the fluids used in the system

Fluid properties	H_2O	$CoFe_2O_4$
Density, ρ, *(kg/m³)*	998	4907
Thermal conductivity, *k, (W/mK)*	0.6	3.7
Dynamic viscosity, μ, *(kg/ms)*	$1.003x10^{-3}$	-
Specific heat, c_p, (J/kgK)	4182	700

In order to evaluate the thermo-physical properties of the nanofluid were calculated using the following empirical correlations (Aghakhani et al., 2023).

$$\mu_{nf} = \mu_{nf} * [1 + 32.795\varphi - 72.14x10^2\varphi^2 + 71.4600x10^4\varphi^3 - 19.41x10^6\varphi^4] \quad (10)$$

$$k_{nf} = \frac{(1.747x10^4+\varphi)k_f}{1.747x10^4-1.498x10^5\varphi+1.117x10^6\varphi^2+1.997x10^7\varphi^3} \quad (11)$$

$$\rho_{nf} = \varphi_{nf} + (1-\varphi)\rho_f \quad (12)$$

$$c_{pnf} = \varphi_{nf} + (1-\varphi)c_{pnf} \quad (13)$$

Mesh Independence Study

Since mesh density significantly influences both the accuracy of results and the computational time, mesh generation is a critical aspect of numerical analysis. To ensure a high-quality mesh, both local and global mesh refinements were applied. A mesh independence study was conducted to validate the reliability of the simulation results. This study was performed for the smooth tube (ST) at Re = 2000 using water (H_2O) as the working fluid. The outcomes of the mesh independence test are presented in Fig. 2. Based on these results, Mesh 6 was determined to be the optimal mesh configuration for use in subsequent parametric analyses.

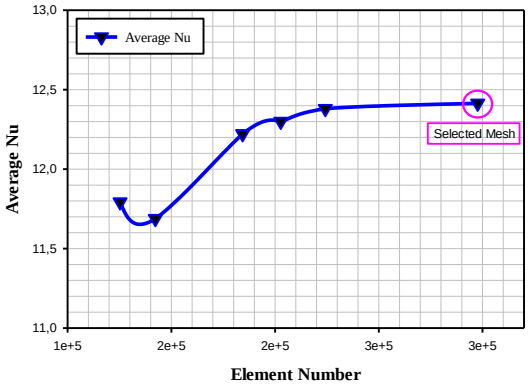


Fig. 2 Mesh Independence study of DT with P/d=10 at Re=2000

RESULTS AND DISCUSSION

The influences of dimples on the flow and heat transfer characteristics of $CoFe_2O_4/H_2O$ flow in a rectangular tube, were investigated in depth using computational techniques. The analyses carried out were under laminar flow conditions (500 < Re < 2000). The working fluid was $CoFe_2O_4/H_2O$ magnetic nanofluid at a volume fraction of 1.0%. Additionally, a constant and uniform heat flux of 2000 W/m² was applied along the solid surface of the test tube. Three different dimple pitch-to-width ratios (P/b = 20, P/b = 15, P/b = 10) were used for the dimple tubes. Results are presented as a function of how average Nusselt number (Nu) and friction factor (f) varied with respect to Reynolds number and dimple ratio. To illustrate the physical mechanisms of forced convection associated with both smooth and dimpled tubes, appropriate contour and vector plots of temperature, velocity, and local Nusselt number distributions were included.

Data Verification

The verification of results from the study against similar works in the literature is very important to strengthen what we see as reliable results. Previous works have indicated that a deviation of up to 10% is usually accepted to show proper accuracy of results. Therefore, the values of the Nusselt number (Nu) and friction factor (f) of flow of water in the smooth pipe were compared to the established correlations of (Shah & London, 2014) and the experimental results of (Aslan, 2021). Both the Nu values and the f values exhibit trends that closely align with the literature as shown in Fig. 3. The maximum deviation of the average Nu values was 6.13% at Re = 2000 and the minimum deviation was 2.84%. The average deviation of the Darcy friction factor compared to Aslan's experimental data was 5.07% so it can be concluded that the results for both parameters are in close agreement with the literature, indicating that the numerical model can be deemed reliable.

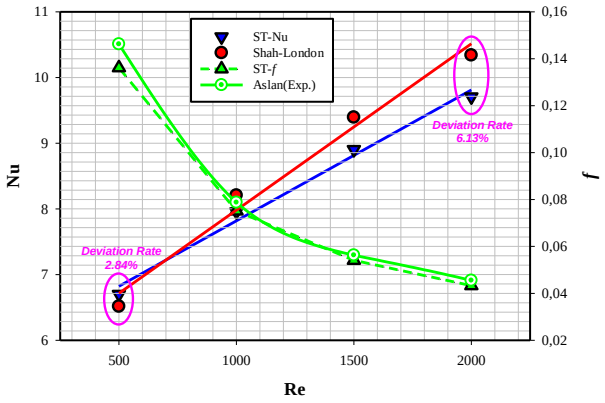


Fig. 3 Evaluation of the Nu number and *f* value in relation to literature research

Findings For Smooth Tube

To see the effect of a 1% volume fraction $CoFe_2O_4/H_2O$ nanofluid on the dimensionless temperature gradient variables free from interference or impact, variations in Reynolds number (Re), average Nusselt number (Nu), and friction factor (f) for a smooth tube were examined as shown on Fig. 4. As illustrated in the figure, it can be seen that Re and Nu have a positive correlation and as Re increase, then f decrease. For example, at Re = 2000 the Nu value for the nanofluid increased approximately 13.47% from that of water. For the sake of comparing the effect of nanofluid and base fluid on flow resistance, the variation of f with Re is shown on the secondary axis of the figure. The figure demonstrates that the nanofluid does not significantly affect the friction factor compared to water. The addition of the nanoparticles improves the thermal conductivity of the base fluid. In most studies it is found that the nanoparticles form clumps which may or may not balance the nanofluid out structurally and is less IU risk of inducing an instability which helps overall convective heat transfer between the channel wall and its nanofluid.

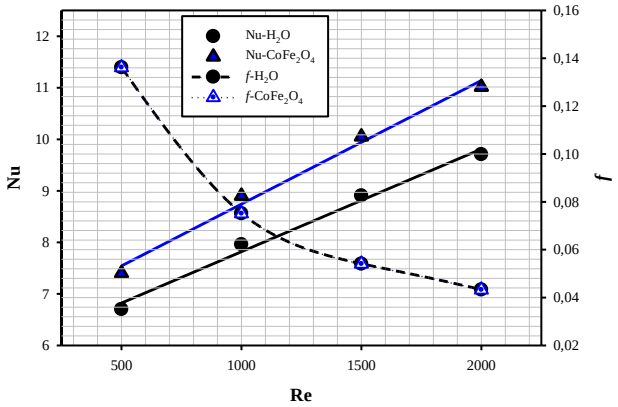


Fig. 4 Evaluation of the Nu number and *f* values for the nanofluid in relation to water

Findings for Dimpled Tube

The velocity vector distributions of the working fluid flowing through the smooth and dimpled tubes are shown in Fig. 5. The dimples increase the amount of convective heat transfer compared to the flat tube via a boundary layer separation producing swirling effects in the main fluid flow. The maximum flow vector concentration shown in Fig. 4 occurs at the highest dimple ratio. When the working fluid encounters the dimples, secondary flows develop in the radial direction, contributing to increases in the friction coefficient, which means there will be a greater loss in pressure from the inlet to the outlet of the tube.

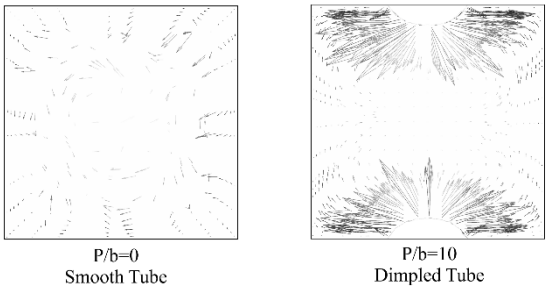


Fig. 5 Velocity vector distribution in ST and DT

Using Dimples and Water as working fluid

The variations of Nu with Re number for smooth tube and dimpled tube with varying dimple ratio is shown in Fig. 6. The comparison has been completed for water only. It can be seen in Fig. 6 the effect of P/b value on the Dimensionless gradient temperature is fairly clear. It was shown that Nu improves with Re number as as expected. It also improves with reducing P/b ratio. The highest Nu value was achieved at Re = 2000 (34.60 % increase compared to smooth tube). The reason was that decreasing dimple ratio increases surface area, which also increases Nu in the tested tube. Moreover, increasing the dimple ratio increases the number of vortex and boundary layer separation. These preceding processes superficially stimulate the forced convection.

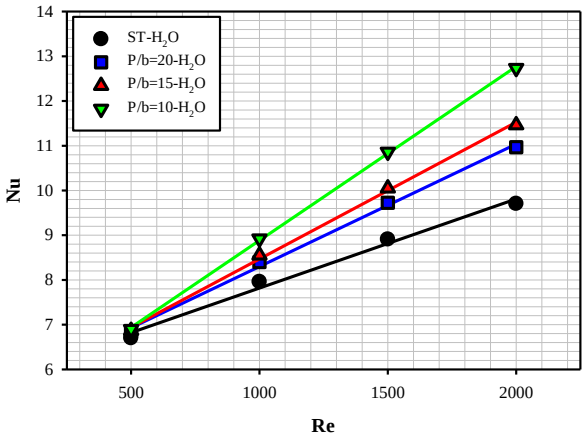


Fig. 6 Dependence of the Nu number on Re for water-based flow

Fig. 7 provided a comparison of the varying of f with Re number for flow of water in smooth and dimpled tube with different dimple ratio. The dimpled tube with P/d=10 had the maximum f value and was determined to be 15.10% greater than the conditions of smooth tube at Re = 2000. To determine the optimum design geometry the PEC values of each of the dimple rate types were simulated and are presented for using water flow in Fig. 8.

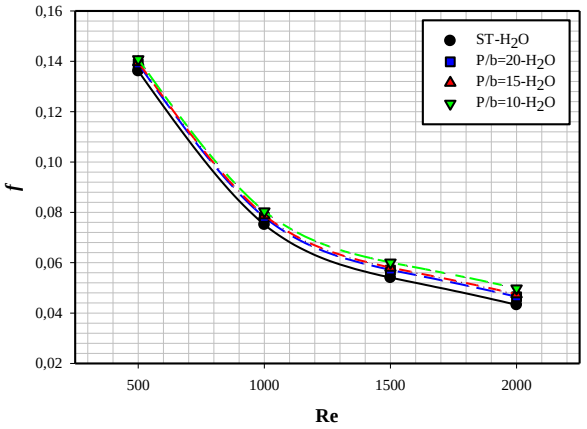


Fig. 7 Dependence of the *f* on Re for water-based flow

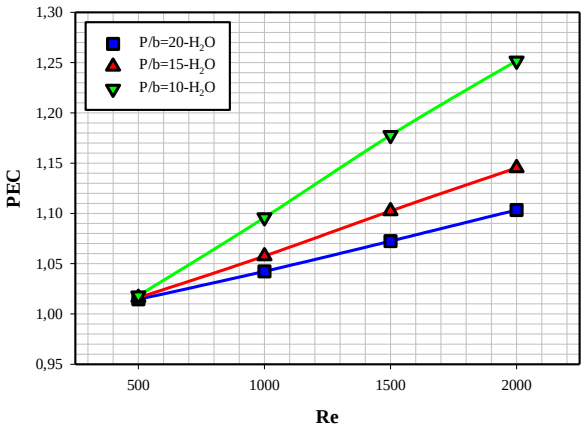


Fig. 8 Dependence of the PEC on Re for water-based flow

Using dimples and $CoFe_2O_4/H_2O$ as working fluid

Fig. 9 shows the temperature distributions of the base fluid (water) and the nanofluid ($CoFe_2O_4/H_2O$) in smooth and dimpled tubes with dimple ratios P/b = 20, 15, and 10. The combined effect of dimples and nanoparticles significantly enhances the temperature gradient and reduces the temperature of the tube wall. This improvement is even more pronounced when compared to the base fluid's performance. With decreasing P/d values, a considerable rise in the Nusselt number (Nu) is observed as well in the tube cross-section.

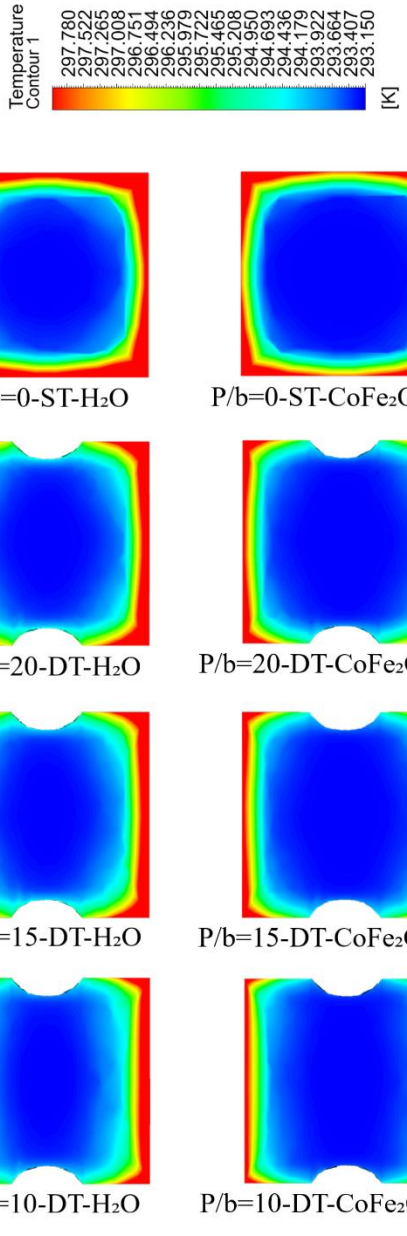


Fig. 9 Temperature distributions for ST and DT in water and nanofluid flows

The velocity contours at the axial position z = 750 mm for all cases are shown in Fig 10. The results indicate differences in velocity between the $CoFe_2O_4/H_2O$ nanofluid and water. Due to the no-slip boundary condition, the fluid velocity is zero at the wall and increases toward the center of the tube. However, when

the flow encounters cavities, the velocity in the flow direction decreases due to viscous effects and then increases behind the cavities. This boundary layer disruption enhances thermal and hydraulic convection.

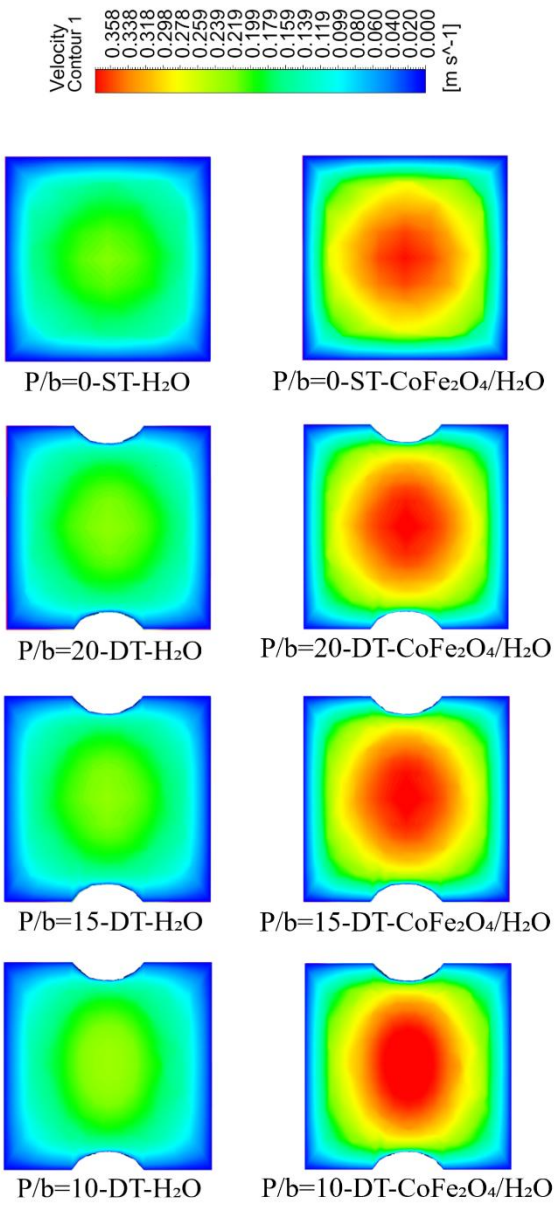


Fig. 10 Velocity distributions for ST and DT in water and nanofluid flows

Fig. 11 shows the surface Nusselt number distribution for the smooth and dimpled tubes (P/b = 20, 15, 10). In the case of the smooth tube, the rate of wall heat transfer reduces sharply in the direction of flow. On the other hand, the flow that engages the dimples experiences thermal boundary layer reduction which greatly increases the local temperature gradient. This causes much higher heat transfer in the downstream regions.

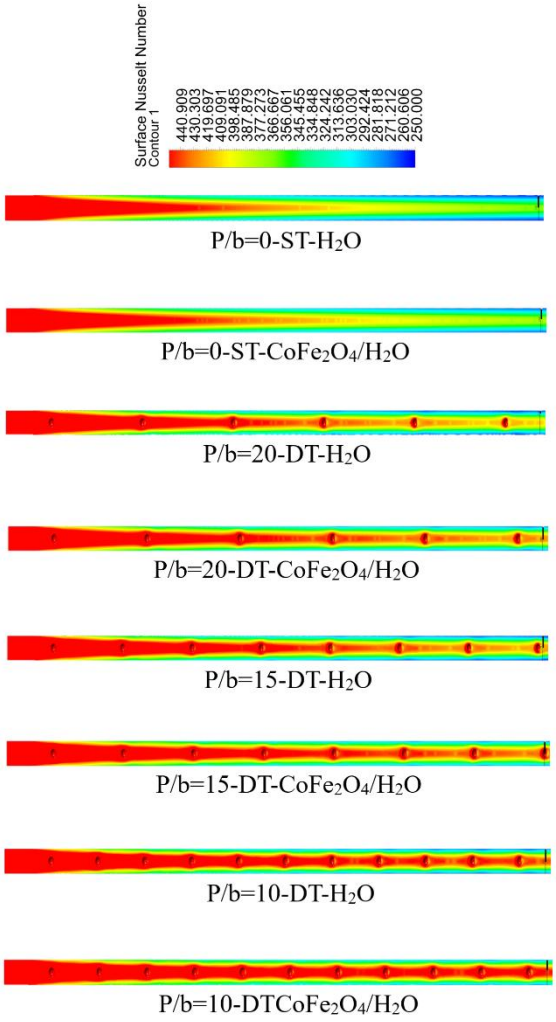


Fig. 11 Nusselt number distributions for ST and DT in water and nanofluid flows

To analyze the synergetic effects of dimples and nanofluids on forced convection, the average Nusselt number (Nu) for $CoFe_2O_4/H_2O$ nanofluid at 1.0 vol% is presented against Reynolds number in Fig. 12. For this configuration at Re = 2000, the highest Nu was achieved for P/b = 10 which gives a 34.60% enhancement of Nu over the case of smooth tube filled with nanofluid. In addition, the increases in Nu over the dimpled tubes with P/d = 15 and P/d = 20 are 20.77% and 15.02%, respectively.

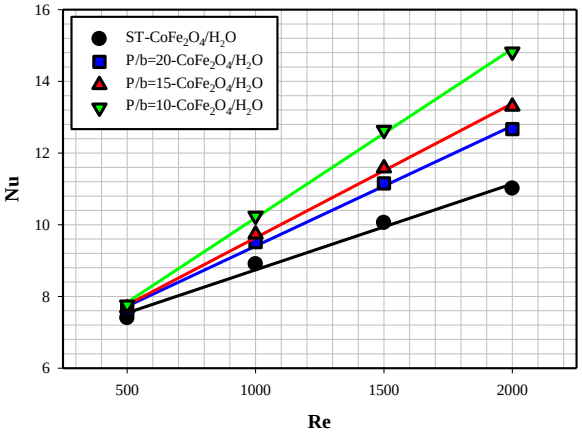


Fig. 12 Dependence of the Nu number on Re for $CoFe_2O_4/H_2O$-based flow

The corresponding Darcy friction factor values for nanofluid flow in both smooth and dimpled tubes are plotted in Fig. 13. Compared to the smooth tube, the average increases in the friction factor for dimple ratios of P/b = 20, 15, and 10 are 7.34%, 9.65%, and 15.10%, respectively. Among all cases, the highest friction occurs at the maximum flow rate.

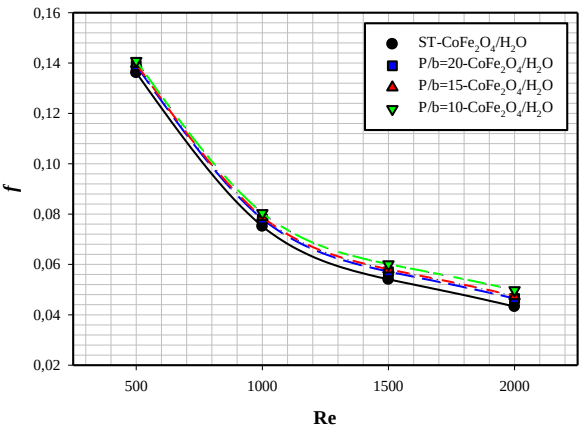


Fig. 13 Dependence of the *f* on Re for $CoFe_2O_4/H_2O$-based flow

Finally, Fig. 14 compares the Performance Evaluation Criteria (PEC) values for nanofluid flow in tubes with different dimple ratios. These results highlight the trade-off between heat transfer enhancement and increased pressure drop, offering insight into optimal dimple configurations for thermally efficient designs.

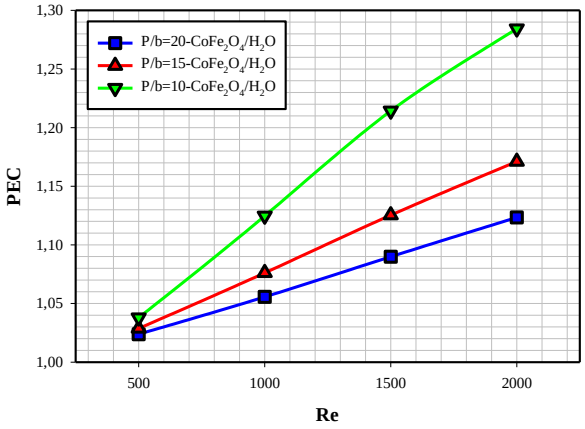


Fig. 14 Dependence of the PEC on Re for $CoFe_2O_4/H_2O$-based flow

CONCLUSION

In this study, the Finite Volume Method (FVM) was employed to numerically analyze forced convective heat transfer, friction coefficient, and overall thermal-hydraulic performance within a channel using either water or $CoFe_2O_4/H_2O$ nanofluid. The investigation focuses on a 1% volume fraction nanofluid and dimpled fins with varying spacing ratios (P/b = 20, 15, and 10), addressing a relatively unexplored area in current literature. The main findings are summarized as follows:

- The numerical model was confirmed by comparing it with the Shah-London correlation (Shah & London, 2014) and the experimental data from Aslan (Aslan, 2021). The Darcy friction factor and average Nusselt number had maximum variations of 5.07% and 4.34%, respectively.
- The dimpled fin spacing ratio, working fluid type, and Reynolds number all had a major impact on the properties of heat transfer and pressure loss.
- The configuration with P/b = 10 under $CoFeO_4/H_2O$ nanofluid flow had the greatest average Nusselt number and Performance Evaluation Criteria (PEC) values.
- The average Nu values for dimpled tubes (DT) with P/b = 20, 15, and 10 increased by 15.02%, 20.76%, and 34.60%, respectively, in comparison to a smooth tube (ST). Furthermore, when compared to water flow in the ST condition, the combined usage of nanofluid and dimples produced a total enhancement of up to 52.74%.
- At Re = 2000, the PEC value of the DT with P/b = 10 using water showed a 10.32% increase, while the average PEC improvement with $CoFe_2O_4/H_2O$ nanofluid across all Reynolds numbers was 13.19%.

REFERENCES

Abed, A. M., Chauhan, B. S., Ayed, H., Mouldi, A., Ghoushchi, S. P., Deifalla, A., & Mahariq, I. (2024). Heat transfer augmentation in a double pipe heat exchanger by tandem utilization of bubble injection and novel magnetic turbulators methods. *Case Studies in Thermal Engineering*, *57*, 104298. https://doi.org/10.1016/J.CSITE.2024.104298

Afaynou, I., Faraji, H., Choukairy, K., Arıcı, M., & Khallaki, K. (2024). Heat transfer improvement of phase change materials by metal foams and nanoparticles for efficient electronic thermal management: A comprehensive study. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *227*, 125534. https://doi.org/10.1016/J.IJHEATMASSTRANSFER.2024.125534

Aghakhani, S., Hajatzadeh Pordanjani, A., Afrand, M., Farsani, A. K., Karimi, N., & Sharifpur, M. (2023). Entropy generation and exergy analysis of Ag–MgO/water hybrid nanofluid within a circular heatsink with different number of outputs. *International Journal of Thermal Sciences*, *184*, 107891. https://doi.org/10.1016/J.IJTHERMALSCI.2022.107891

Ahamad, S., & Kant Verma, S. (2024). Experimental investigation on thermo-hydraulic performance of three fluid heat exchanger using passive technique for heat transfer enhancement. *Thermal Science and Engineering Progress*, *53*, 102733. https://doi.org/10.1016/J.TSEP.2024.102733

Ajarostaghi, S. S. M., Zaboli, M., Javadi, H., Badenes, B., & Urchueguia, J. F. (2022). A Review of Recent Passive Heat Transfer Enhancement Methods. *Energies 2022, Vol. 15, Page 986*, *15*(3), 986. https://doi.org/10.3390/EN15030986

Aslan, O. (2021). *Experimental and Numerical Investigation of Nanofluid Flow and Heat Transfer In Quadrangular Channels with Different Aspect Ratios* . Karabük University.

Bdaiwi, M., Akroot, A., & Abdul Wahhab, H. A. (2025). Estimation of heat transfer enhancement by inserting dimple surface balls inside heat exchanger tube. *Case Studies in Thermal Engineering*, *72*, 106428. https://doi.org/10.1016/J.CSITE.2025.106428

Bhandari, P., Rawat, K. S., Prajapati, Y. K., Padalia, D., Ranakoti, L., & Singh, T. (2024). A review on design alteration in microchannel heat sink for augmented thermohydraulic performance. *Ain Shams Engineering Journal*, *15*(2), 102417. https://doi.org/10.1016/J.ASEJ.2023.102417

Bouzennada, T., Fteiti, M., Alshammari, B. M., Hadrich, B., Kriaa, K., Maatki, C., & Kolsi, L. (2024). Numerical study on nanofluid heat transfer and fluid flow within a micro-channel equipped with an elastic baffle. *Case Studies in Thermal Engineering*, *56*, 104247. https://doi.org/10.1016/J.CSITE.2024.104247

Byiringiro, J., Chaanaoui, M., & Halimi, M. (2024). Heat transfer enhancement of a parabolic trough solar collector using innovative receiver configurations combined with a hybrid nanofluid: CFD analysis. *Renewable Energy*, *233*, 121169. https://doi.org/10.1016/J.RENENE.2024.121169

Chaurasiya, P. K., Heeraman, J., Singh, S. K., Verma, T. N., Dwivedi, G., & Shukla, A. K. (2024). Exploring the combined influence of primary and secondary vortex flows on heat transfer enhancement and friction factor in a dimpled configuration twisted tape with double pipe heat exchanger using SiO2 nano fluid. *International Journal of Thermofluids*, *22*, 100684. https://doi.org/10.1016/J.IJFT.2024.100684

Dang, W., & Wang, L. B. (2021). Convective heat transfer enhancement mechanisms in circular tube inserted with a type of twined coil. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *169*, 120960. https://doi.org/10.1016/J.IJHEATMASSTRANSFER.2021.120960

Farhadi, S., Shekari, Y., & Omidvar, P. (2024). Numerical and experimental investigation of laminar and turbulent convective heat transfer in a coiled flow reverser with twisted tape insert. *International Journal of Thermal Sciences*, *197*, 108781. https://doi.org/10.1016/J.IJTHERMALSCI.2023.108781

Ghazanfari, V., Shadman, M. M., Mansourzade, F., & Amini, Y. (2024). Numerical investigation of thermal-hydraulic performance enhancement in helical coil heat exchangers with twisted tube geometries. *Case Studies in Thermal Engineering*, *60*, 104744. https://doi.org/10.1016/J.CSITE.2024.104744

Gürsoy, E., Gürdal, M., Kadir Pazarlıoğlu, H., Dağdeviren, A., Tekir, M., Arslan, K., Gedik, E., Adriana Minea, A., & Kurt, H. (2023). Effect of magnetic field locations on thermo-magnetic convection performance of Fe3O4/H2O ferrofluid flowing in a novel dimpled tube: An experimental study. *Applied Thermal Engineering*, *226*, 120305. https://doi.org/10.1016/J.APPLTHERMALENG.2023.120305

Gürsoy, E., Kadir Pazarlıoğlu, H., Dağdeviren, A., Gürdal, M., Gedik, E., Arslan, K., & Kurt, H. (2022). Energy analysis of magnetite nanofluid flowing in newly designed sudden expansion tube retrofitted with dimpled fin. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *199*, 123446. https://doi.org/10.1016/J.IJHEATMASSTRANSFER.2022.123446

Gürsoy, E., Pazarlıoğlu, H. K., Gürdal, M., Arslan, K., Gedik, E., & Dağdeviren, A. (2023). *Investigation of Magneto-Convection Characteristics in A Sudden Expanding Channel with Convex Surface Geometry Under Thermally Developing Flow Conditions*. https://doi.org/10.21203/RS.3.RS-3449356/V1

Gürsoy, E., Pazarlıoğlu, H. K., Gürdal, M., Gedik, E., & Arslan, K. (2023). Entropy generation of ferronanofluid flow in industrially designed bended

dimpled tube. *Thermal Science and Engineering Progress*, *37*, 101620. https://doi.org/10.1016/J.TSEP.2022.101620

Gürsoy, E., Pazarlıoğlu, H. K., Gürdal, M., Gedik, E., & Arslan, K. (2024). Parametric analysis of different Al2O3 nanoparticle shapes and expansion angles for sudden expanded tube regarding the first law of thermodynamics. *International Journal of Thermal Sciences*, *197*, 108759. https://doi.org/10.1016/J.IJTHERMALSCI.2023.108759

Hou, S., Zhang, X., Liu, J., Fan, S., Zhang, Y., & Li, M. (2023). Impact of vibration on heat transfer and flow properties of heat exchange surfaces. *Numerical Heat Transfer; Part A: Applications*, *84*(6), 529–549. https://doi.org/10.1080/10407782.2022.2143973;WGROUP:STRING:PUBLICATION

Hughes, M. T., & Garimella, S. (2024). A review of active enhancement methods for boiling and condensation. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *218*, 124752. https://doi.org/10.1016/J.IJHEATMASSTRANSFER.2023.124752

Huynh, V. T., & Kim, D. (2025). Numerical investigations of heat transfer enhancement in ionic liquid-piston compressor using cooling pipes. *Journal of Visualization*, *28*(1), 59–81. https://doi.org/10.1007/S12650-024-01027-4/FIGURES/25

Jing, R., Zhang, L., Bian, H., Shen, X., Zhou, S., & Ding, M. (2024). Numerical investigations on steam-air condensation heat transfer enhancement outside helical coiled tube. *Progress in Nuclear Energy*, *173*, 105273. https://doi.org/10.1016/J.PNUCENE.2024.105273

Khashaei, A., Ameri, M., & Azizifar, S. (2024). Heat transfer enhancement and pressure drop performance of Al2O3 nanofluid in a laminar flow tube with deep dimples under constant heat flux: An experimental approach. *International Journal of Thermofluids*, *24*, 100827. https://doi.org/10.1016/J.IJFT.2024.100827

Kong, D., Bi, R., Li, G., Liu, C., Guo, T., Isaev, S. A., & Niu, X. (2024). Influence of corrugated jet plates on internal heat transfer and flow dynamics of double-wall cooling: experimental-numerical approach. *Applied Thermal Engineering*, *257*, 124391. https://doi.org/10.1016/J.APPLTHERMALENG.2024.124391

Léal, L., Miscevic, M., Lavieille, P., Amokrane, M., Pigache, F., Topin, F., Nogarède, B., & Tadrist, L. (2013a). An overview of heat transfer enhancement methods and new perspectives: Focus on active methods using electroactive materials. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *61*(1), 505–524. https://doi.org/10.1016/J.IJHEATMASSTRANSFER.2013.01.083

Léal, L., Miscevic, M., Lavieille, P., Amokrane, M., Pigache, F., Topin, F., Nogarède, B., & Tadrist, L. (2013b). An overview of heat transfer enhancement methods and new perspectives: Focus on active methods using electroactive materials. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *61*(1), 505–524. https://doi.org/10.1016/J.IJHEATMASSTRANSFER.2013.01.083

Li, X., Li, Z., Zhai, Y., & Wang, H. (2025). Numerical study on the enhancement of local and average heat transfer in supercritical CO2 horizontal flow by twisted tape inserts. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, *163*, 108699. https://doi.org/10.1016/J.ICHEATMASSTRANSFER.2025.108699

Liaw, K. L., Kurnia, J. C., & Sasmito, A. P. (2024). Enhancing supercritical carbon dioxide heat transfer in helical tube heat exchangers with twisted tape inserts: A computational investigation. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *227*, 125598. https://doi.org/10.1016/J.IJHEATMASSTRANSFER.2024.125598

Madhwesh, N., Karanth, K. V., & Kumar, S. (2025). Heat transfer enhancement of a solar air heater using capsule-shaped turbulators: a numerical analysis. *Scientific Reports*, *15*(1), 1–26. https://doi.org/10.1038/S41598-025-99294-0;SUBJMETA=166,4077,639;KWRD=ENERGY+SCIENCE+AND+TECHNOLOGY,ENGINEERING

Martínez, D. S., Illán, F., Solano, J. P., & Viedma, A. (2017). Embedded thermocouple wall temperature measurement technique for scraped surface heat exchangers. *Applied Thermal Engineering*, *114*, 793–801. https://doi.org/10.1016/J.APPLTHERMALENG.2016.12.039

Marzouk, S. A., Almehmadi, F. A., Aljabr, A., & Sharaf, M. A. (2024). Numerical and experimental investigation of heat transfer enhancement in double tube heat exchanger using nail rod inserts. *Scientific Reports*, *14*(1), 1–16. https://doi.org/10.1038/S41598-024-59085-5;SUBJMETA=166,638,639,675,988;KWRD=ENERGY,MECHANICAL+ENGINEERING

Muraleedharan Nair, A., Wilson, C., Kamkari, B., Locke, J., Jun Huang, M., Griffiths, P., & Hewitt, N. J. (2024). Advancing Thermal Performance in PCM-Based Energy Storage: A Comparative Study with Fins, Expanded Graphite, and Combined Configurations. *Energy Conversion and Management: X*, *23*, 100627. https://doi.org/10.1016/J.ECMX.2024.100627

Pavan Kumar, E., Kumar Solanki, A., & Mohan Jagadeesh Kumar, M. (2021). Numerical investigation of heat transfer and pressure drop characteristics in the micro-fin helically coiled tubes. *Applied Thermal Engineering*, *182*, 116093. https://doi.org/10.1016/J.APPLTHERMALENG.2020.116093

Radhi, F. A., Ibrahim, A., Azeez, H. L., Fazlizan, A., Sopian, K., Ali, A. A., & Al-Aasam, A. B. (2025). Experimental analysis of a photovoltaic thermal

collector utilizing a novel spring insert in a micro-fin absorber tube with twisted tape, nanofluid, and nanophase change material integration. *Applied Thermal Engineering*, *269*, 126128. https://doi.org/10.1016/J.APPLTHERMALENG.2025.126128

Rahman, M. A., Zairov, R., Akylbekov, N., Zhapparbergenov, R., & Hasnain, S. M. M. (2024). Pioneering heat transfer enhancements in latent thermal energy storage: Passive and active strategies unveiled. *Heliyon*, *10*(19), e37981. https://doi.org/10.1016/J.HELIYON.2024.E37981

Rehman, T. ur, Ali, H. M., Janjua, M. M., Sajjad, U., & Yan, W. M. (2019). A critical review on heat transfer augmentation of phase change materials embedded with porous materials/foams. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *135*, 649–673. https://doi.org/10.1016/J.IJHEATMASSTRANSFER.2019.02.001

Shah, R., & London, A. (2014). *Laminar flow forced convection in ducts: a source book for compact heat exchanger analytical data*. https://books.google.com/books?hl=tr&lr=&id=D-JbAwAAQBAJ&oi=fnd&pg=PP1&ots=yqYX7vwNaI&sig=C3E2py0iv0SotIroz0JePPH-vN4

Sharaf, M. A., Marzouk, S. A., Aljabr, A., Almehmadi, F. A., Kaood, A., & Alqaed, S. (2024). Heat transfer enhancement in a double-pipe helical heat exchanger using spring wire insert and nanofluid. *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*, *149*(10), 5017–5033. https://doi.org/10.1007/S10973-024-12992-1/TABLES/3

Waini, I., Khan, U., Zaib, A., Ishak, A., & Pop, I. (2022). Inspection of TiO2-CoFe2O4 nanoparticles on MHD flow toward a shrinking cylinder with radiative heat transfer. *Journal of Molecular Liquids*, *361*, 119615. https://doi.org/10.1016/J.MOLLIQ.2022.119615

Wang, D., Khalatov, A., Borisov, I., Shi-Ju, E., & Stupak, O. (2024). Swirling flow and heat transfer in a pipe: Decay and transition to axial flow. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *233*, 125976. https://doi.org/10.1016/J.IJHEATMASSTRANSFER.2024.125976

Wang, Y. (2025). Numerical investigation of heat transfer enhancement in mini-channels with modified surface protrusions. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, *113*, 109766. https://doi.org/10.1016/J.IJHEATFLUIDFLOW.2025.109766

Yang, Q. X., He, Y. T., Song, K. W., Hou, Q. Z., Zhang, Q., & Wu, X. (2024). Thermal performance improvement of a circular tube-and-fin heat exchanger by ellipsoidal protrusions on fin surfaces. *International Journal of Thermal Sciences*, *196*, 108746. https://doi.org/10.1016/J.IJTHERMALSCI.2023.108746

Zhang, C., Yan, Y., Shen, K., Xue, Z., You, J., Wu, Y., & He, Z. (2024). Study on synergistic heat transfer enhancement and adaptive control behavior of baffle under sudden change of inlet velocity in a micro combustor. *Journal of Cleaner Production*, *434*, 139856. https://doi.org/10.1016/J.JCLEPRO.2023.139856

HİDROJEL KULLANIMININ YENİ BİR FRAKTAL MİNİ KANAL ISI ALICILARININ PERFORMANSINA ETKİSİNİN DENEYSEL VE SAYISAL OLARAK İNCELENMESİ

Sinan ÇALIŞKAN
*Hitit Üniversitesi, Mühendislik ve Doğa Bilimleri Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü,
ÇORUM , sinancaliskan@hitit.edu.tr

Özet: Elektronik çipli ürünlerinin yüksek ısı karakteristiğinden kaynaklanan aşırı ısınma, arızalanma ve verimsiz çalışmalara neden olmaktadır. Fraktal şekilli su soğutmalı mini kanallar, ısı alıcılarını soğutmak için kullanılan yenilikçi bir geometridir. Literatürde fraktal yapıda oluşturulmuş olan geometrilerde, ısı dağılımları birçok araştırmacı tarafından hem deneysel hem de sayısal olarak incelenmiştir. Bir çok araştırmacı fraktal yapılı mini kanallarda ısı dağılımı konusunda araştırma yapmıştır ve çalışmaların çoğu ısı alıcılarının toplam ısı dağılımı üzerine odaklanmışlardır, sadece birkaç araştırmacı, lokal ısı dağılımı üzerine sayısal araştırma yapmışlardır. Isı alıcılarının daha iyi bir performans sağlayabilmeleri açısından lokal olarak ısı dağılımının bilinmesi oldukça önemlidir. Bu çalışmada, geleneksel Y-şekilli mini kanallar (Y-MC) ve sıcaklığa duyarlı hidrojel ilaveli Y-şekilli mini kanalların (Y-MCH) ve ısı olayları deneysel ve sayısal olarak incelenmiştir. Hem deneysel hem de sayısal çalışmalar sonucunda, lokal sıcaklık bölgelerinin belirlenmesinden sonra o bölgelere sıcaklığa duyarlı hidrojel konularak yüzey üzerinde homojen bir ısı dağılımı elde edilmesi hedeflenmiştir**.** Sayısal çalışmada hesaplamalı akışkanlar dinamiği (CFD-FloEFD) yazılımı kullanılmıştır. Poli (N-izopropil akrilamit) hidrojelleri sıcaklık değişiklikleriyle süreksiz bir deformasyona uğrayan ve hızlı tepki performansı gösteren, sıcaklığa duyarlı malzemelerin bir türü olarak kullanılmıştır. Ayrıca, hidrojel ilaveli kanalda ısı transfer alanını arttırarak fraktal geometri yüzeyinde düşük sıcaklık bölgeleri oluşturulmuştur.

Anahtar Kelimler: Yeni Y-şeklinde fraktal mini kanal; hidrojel; termal kamera; CFD- FloEFD

EXPERIMENTAL AND NUMERICAL INVESTIGATION OF THE EFFECT OF HYDROGEL USE ON THE PERFORMANCE OF A NEW FRACTAL MINI-CHANNEL HEAT SINKS

Abstract: Overheating due to the high thermal characteristics of electronic chip products leads to failure and inefficient work. Fractal-shaped water-cooled mini-channels are an innovative geometry used for cooling heat sinks. In the literature, heat distributions in fractal-structured geometries have been investigated by many researchers, both experimentally and numerically. Many researchers have investigated heat distribution in fractal-structured mini-channels, and most of these studies have focused on the overall heat distribution of heat sinks, while only a few have conducted numerical studies on local heat distribution. It is very important to know the local heat distribution in order to provide better performance of the heat sinks. In this study, the thermal effects of conventional Y-shaped mini channels (Y-MC) and temperature-sensitive hydrogel-added Y-shaped mini channels (Y-MCH) were investigated experimentally and numerically. As a result of both experimental and numerical studies, after determining the local temperature zones, it was aimed to obtain a homogeneous heat distribution on the surface by placing temperature-sensitive hydrogel in those zones. Computational fluid dynamics (CFD-FloEFD) software was used in the numerical studies. Poly (N-isopropyl acrylamide) hydrogels have been used as a type of temperature-responsive materials that undergo discontinuous deformation with temperature changes and exhibit rapid response performance. Additionally, low temperature regions were created on the fractal geometry surface by increasing the heat transfer area in the hydrogel-added channel.

Keywords: New Y-shaped fractal mini-channel; hydrogel; thermal camera; CFD- FloEFD

GİRİŞ

Bu çalışmada amaç, mini kanal içerisine lokal sıcaklık bölgelerinin yüksek olduğu ısı etkisiyle hacim değişimi sağlayan hidrojeller yerleştirilerek hidrojel olmadığı durumdaki sistemler ile karşılaştırılması yapılmıştır. Mini kanaldaki lokal olarak yülsek sıcaklık bölgelerine sıcaklığa duyarlı hidrojeller yerleştirilerek, elektronik yüzeylerinde uniform bir sıcaklık dağılımı elde edilmesi hedeflenmiştir. (Sinharoy vd., 2011; Wang vd., 2015; Moore, 1998). Son zamanlarda, özellikle askeri elektronik ve mikrodalga cihazları olmak üzere mikroelektronik teknolojisinin gelişmesiyle birlikte, yüksek güçlü elektronik çipler minyatürleştirmeye ve çoklu entegrasyona doğru hızla gelişmektedir. Çiplerin karakteristik boyutları her geçen yıl küçülmekte, bu da birim alan başına entegre yarı iletken sayısının ve birim hacimdeki elektronik bileşenlerin gücünün giderek artmasına neden olmaktadır. Çipin ısı akısı 60-100 $W/cm^{2'}$ ye kadar ulaşabilmektedir. (Yan vd., 2019).

Sıcak noktaların neden olduğu yerel yüksek sıcaklıklar, elektronik ekipmanların çalışma güvenilirliği açısından ciddi zorluklara yol açmakta, ekipmanların performansını ciddi şekilde düşürmekte ve elektronik ürünlerin kalitesini ve güvenilirliğini ciddi şekilde etkilemektedir. Ansari ve Kim, 2018, 2019; Tummala 2001; Yan vd., 2019; Bailey 2008; He vd., 2020; Yan vd., 2019; Li vd., 2019). Çip ısı dağılımı üzerine çok sayıda çalışma önerilmiştir ve bunların çoğu çiplerin genel ısı dağılımına odaklanmaktadır. (Xia vd., 2015; Ma vd., 2016; Ma vd., 2016; Chuan vd., 2015; Wang vd., 2013; Leng vd., 2015; Naghibzadeh vd., 2019; Hajmohammadi ve Rezaei, 2019; Hajmohammadi vd., 2020; Razmara vd., 2016; Yan vd., 2018; Yan vd., 2018). Üç boyutlu bir hesaplamalı akışkanlar dinamiği (CFD) simülasyonu kullanarak düz kanaldan akan soğutma sıvısının basınç dağılımını ve fraktal benzeri dallanma ağlarını karşılaştırılmış ve fraktal benzeri dallanma ağından geçen basınç kaybının düz kanal ağından %50 daha az olduğunu bulmuşlardır. (Alharbi vd, 2003). Ağaç benzeri dikdörtgen bir mikro kanal ağına sahip soğutucu üzerinden boyutsal ve yapısal parametrelerin optimal genişlik oranı ve optimal hidrolik çap oranı üzerindeki etkileri araştırıldı. Sonuçlar, ağaç benzeri ağın boyutlarının ve yapısal parametrelerinin, minimum hidrolik dirence ulaşmak için optimum genişlik oranının ve optimum hidrolik çap oranının belirlenmesinde önemli bir etkiye sahip olduğu görülmüştür. Ayrıca mikro kanal genişlik oranı ve yüksekliğinin artmasıyla ortalama taşınımlı ısı transfer katsayısı da arttığı görülmüştür. (Jing vd, 2019). Ağaç şeklinde kanallara sahip bir ısı emici için ısı transferi ve sıvı akışının üç boyutlu bir modeli geliştirildi. Sayısal çalışmasında, her iki yapının ısı akısı ve giriş Reynolds sayısı birbiriyle aynı olduğunda, ağaç şeklindeki kanallara sahip ısı emicinin maksimum yüzey sıcaklığı farkının geleneksel serpantin ısı emicininkinden 16 ^{0}C daha düşük olduğu görülmüştür. (Chen vd, 2010).

Fraktal kanal ile geleneksel paralel kanal karşılaştırdığında, fraktal kanalın daha güçlü bir ısı transfer kabiliyetine, daha yüksek termal verime sahip olduğunu ve daha düşük bir pompalama gücü gerektirdiği görülmüştür. (Chen ve Cheng 2002).

Geleneksel mikro kanallı soğutucuyu, eşkenar dörtgen fraktal benzeri mikro kanal soğutucusuyla karşılaştırıldı ve fraktal kanalın yüksek ısı değişim performansına ve akış performansına sahip olduğunu, verimliliğin %7,9-%68,7 oranında artırılabileceği görülmüştür. (Zhuang vd,2020).

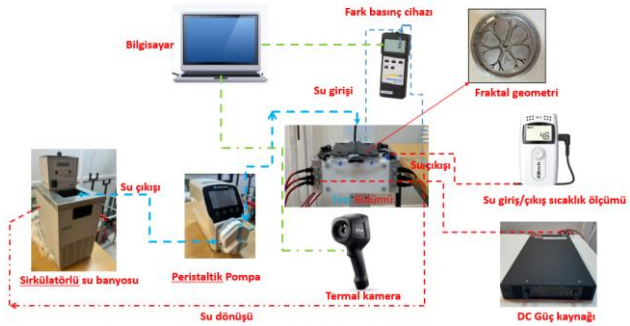
Örümcek ağı mikro kanallarının, tandem Y şeklindeki mikro kanallara kıyasla basınç düşüşünde %20,7'lik bir azalma ve Nusselt sayısında %13,7'lik bir artış gösterdiği görülmüştür. (Huang vd., 2024). Hidrofilik polimer zincirleri tarafından oluşturulan üç boyutlu ağların bir sınıfı olan büzülebilir sıcaklığa duyarlı hidrojel, sıcaklık değişimine bağlı olarak süreksiz olarak şişer ve büzülür. (Zhang ve Khademhosseini, 2017). Hidrojellerin faz geçiş sıcaklığına en düşük kritik geçiş sıcaklığı (LCST) olarak adlandırıldı. (Harmon vd., 2003).

Sıcaklık LCST'yi aştığında, büzüşebilen sıcaklığa duyarlı hidrojel su salarak hacmini küçültür. Bu nedenle, fraktal kanallarda rastgele sıcak noktaların soğutma sorununu çözmek için, bu çalışmada büzüşebilen ısıya duyarlı hidrojellerle entegre edilmiş fraktal bir mini kanal kanal ısı alıcısı çalışılmıştır.

MATERYAL VE METOD

Deney düzeneğinde, sistem temel elemanları Şekil 1'de detayları verilmiş olan test bölümü, Flır E8 Pro termal kamera, DC güç kaynağı, soğutmalı sirkülatörlü su banyosu, peristaltik pompa, fark basınç transmitteri, K tipi ısıl çift, veri toplama ünitesi ve bilgisayar sisteminden oluşmuştur. Sistemde su akışkan dolaşımını sağlamak amacıyla bir adet peristaltik pompa kullanılmıştır. Peristaltik pompa sirkülatörlü su banyosu içerisinde sabit sıcaklıkta tutulmuş olan suyu istenilen debide (400 mL/dk, 600 mL/dk, 800 mL/dk, ve 1000 mL/dk) fraktal geometriye göndermektedir. Test bölümünün yüzey sıcaklıkları, paslanmaz çelik folyoya yüksek akım sağlayan DC güç kaynağı yardımıyla ısıtılmıştır. DC güç kaynağı yardımıyla paslanmaz çelik folyo yüzeyi üzerinde sabit ısı akısı sağlanmış olacaktır. DC güç kaynağı test bölümüne toplam 6 adet 2 mm^2 kalınlığa sahip bakır kablolar yardımıyla bağlantısı yapılmıştır. Y şekilli mini kanallar yüzeyindeki sıcaklıklar, paslanmaz çelik folyonun altına yerleştirilmiş olan, Flır E8 Pro termal kamera yardımıyla ölçülmüştür. Paslanmaz çelik folyo 0,02 mm kalınlığında olduğundan yan yüzeylerden olan iletimle olan ısı transferi ihmal edilebilecek kadardır. Deneysel çalışmada sistem üzerinde fraktal geometrinin giriş ve çıkışları arasındaki fark basıncı sisteme monte edilen ve elektronik PCE-910 basınç transdürü yardımı ile ölçülmüştür. Deney

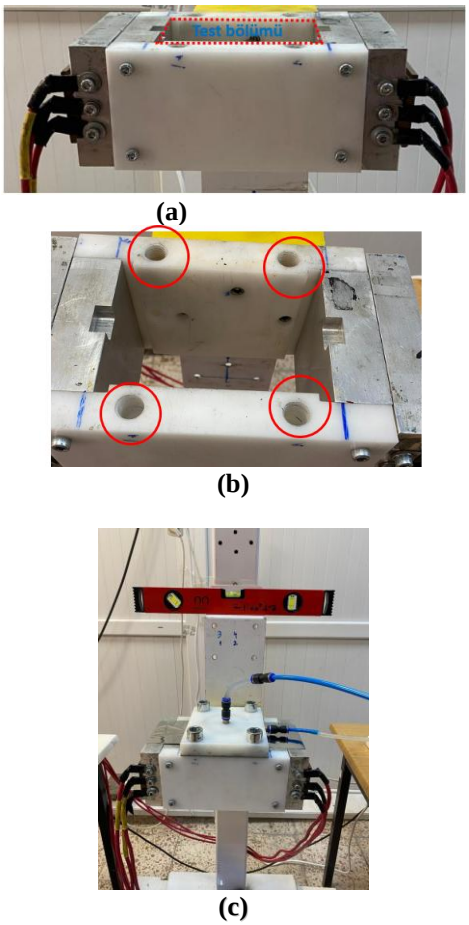
esnasında çalışma akışkanının giriş sıcaklığı 1,5°C, deney sonunda ortalama çalışma akışkanının giriş sıcaklığı 0,5°C'lik farkı geçmeyecek şekilde sabit tutulmaya çalışılmıştır. Sistemde ısınan çalışma akışkanı tekrar soğutmalı sirkülatörlü su banyosuna ulaşıp kapalı devre sisteminde sabit sıcaklıkta sisteme gönderilmesi sağlanmıştır. K- tipi ısıl çiftler test bölümü giriş ve çıkış sıcaklıklarını ve ortam sıcaklıklarını ölçmek için kullanılmıştır. Deney sisteminin kurulumu Şekil 1'de verilmiştir.



Şekil 1. Deney düzeneğinin şematik gösterimi

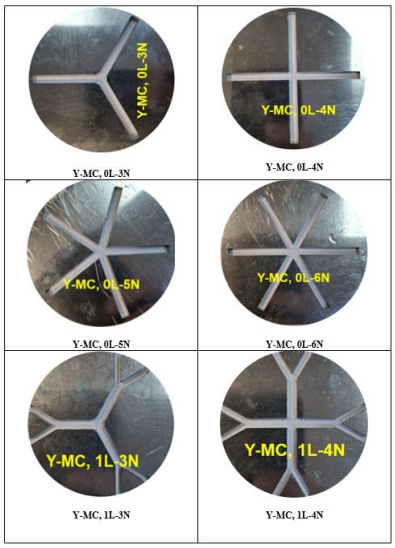
Test bölümü

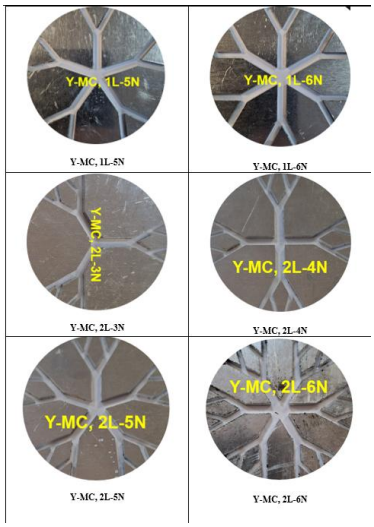
Çalışmanın test bölümü Şekil 2'de görüldüğü gibi, paslanmaz çelik folyo, folyonun alt kısmındaki fraktal geometri, folyonun üst kısmına kapatılan fraktal geometri, fraktal geometriyi üst kısımdaki plaka, yalıtım malzemesi ve sıkıştırma vidalarından oluşmaktadır. Test bölümünün fraktal geometri olmadan görüntüsü Şekil 2a' da verilmiştir. Şekil 2a'da görüldüğü gibi test bölümünün iç ölçüleri 160mmx90mm ölçülerindedir. Yan kısımları elektriği iletmeyen 15mm kalınlığındaki kestamit malzemeden yapılmıştır. Kestamit malzemenin yan kısımlarından alüminyum levhaya bağlantı yapmak için alyan başlı civata kullanılarak sabitleme yapılmıştır. Fraktal geometriyi üst kısımdan sıkıştırmak için Şekil 2b'de görüldüğü gibi 4 adet alyan başlı cıvata kullanılmıştır. Alüminyum malzemeden yapılmış fraktal geometriye su giriş ve su çıkış görünüşleri Şekil 2c'de verilmiştir. Fratal geometri yüzey üzerinde sabit bir şekilde ve su sızdırmalarına karşı fraktal geometrinin üst kısmına sıkıştırma plakası konularak alyan başlı civata yardımıyla sıkıştırılmıştır. (Şekil 2d) fraktal geometri ile sıkıştırma plakası arasına ısıyı iletmeyen malzeme konularak üst plakaya olan ısı geçişi engellenmiştir.



Şekil 2. Test bölümünün elemanları

Yenilikçi fraktal yapının metodolojisine göre üretimleri yapılan fraktal yapıdaki mini kanalların görüntüleri Şekil 3'de verilmiştir. Tüm fraktal geometriler ısı iletkenliği yüksek saf alüminyum malzeme kullanılarak üretimleri yapılmıştır.

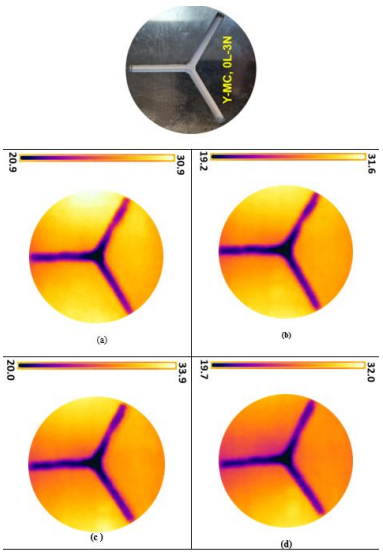




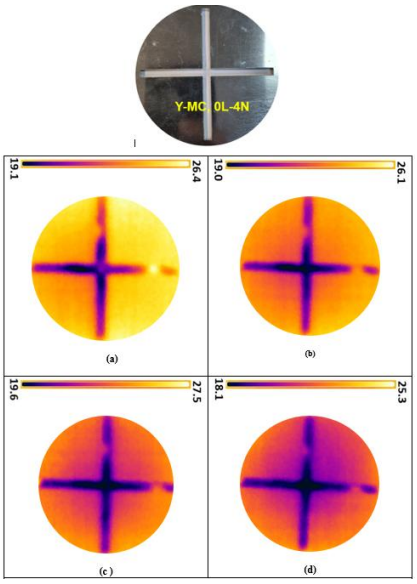
Şekil 3. Üretimi yapılan fraktal geometriler

BULGULAR VE TARTIŞMA

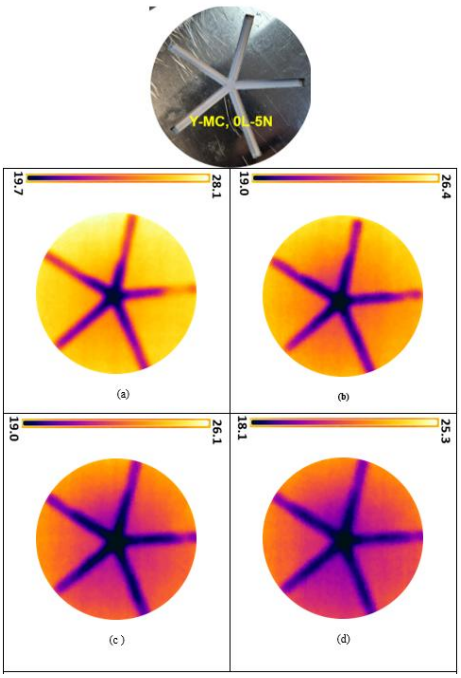
Fraktal mini kanal ısı alıcısı üzerindeki sıcaklık dağılımlarının 50 mL/dk, 100 ml/dk, 150 mL /dk ve 200 mL/dk ve q=0,88W/cm^2 değişimleri Şekil 4-8'de verilmiştir. Şekil 4-8'de görüldüğü gibi, 0,88W/cm^2 ısı akısında farklı fraktal sayılar için farklı akış hızlarında ısı kaynağındaki sıcaklık konturları verilmiştir. Akışkan debisi arttıkça yüzey sıcaklığının kademeli bir şekilde azaldığı görülmektedir. Fraktal sayısı ve dallanma sayısı arttıkça, ısı kaynağı yüzeyinin en yüksek sıcaklığı, soğutucu giriş akış hızı 50 mL dak'dan 200 mL /dk'ya çıktığında 293 K'den 309 K' ne yükselmiştir. Soğutucu giriş akış hızı belirli bir değere çıktığında, akış hızının sürekli artışının ısı dağılımının iyileştirilmesi üzerinde çok az etkisi olduğu görülmüştür. Fraktal sayı arttıkça, ısı dağılımı daha iyi hale geldiği ve fraktal sayısı arttıkça soğutma performansının daha iyi hale geldiği görülmüştür.



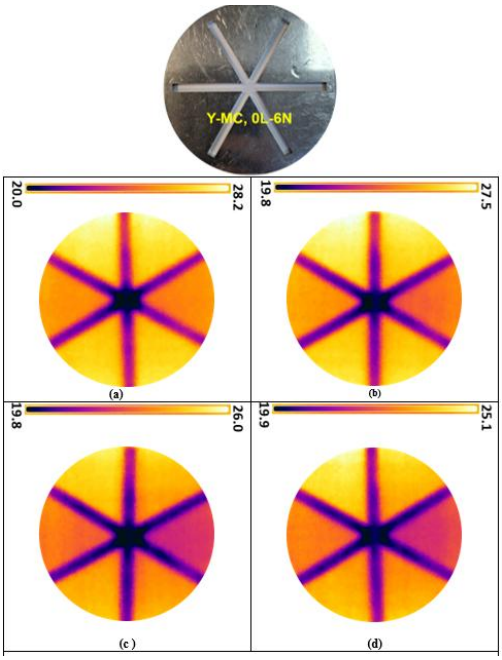
Şekil 4. Fraktal mini kanal ısı alıcısı üzerindeki sıcaklık dağılımları (a) 50 mL/dk, (b) 100 mL /dk, (c) 150 mL /dk ve (d) 200 mL /dk (Y-MC, 0L-3N, q=0,88 W/cm^2)



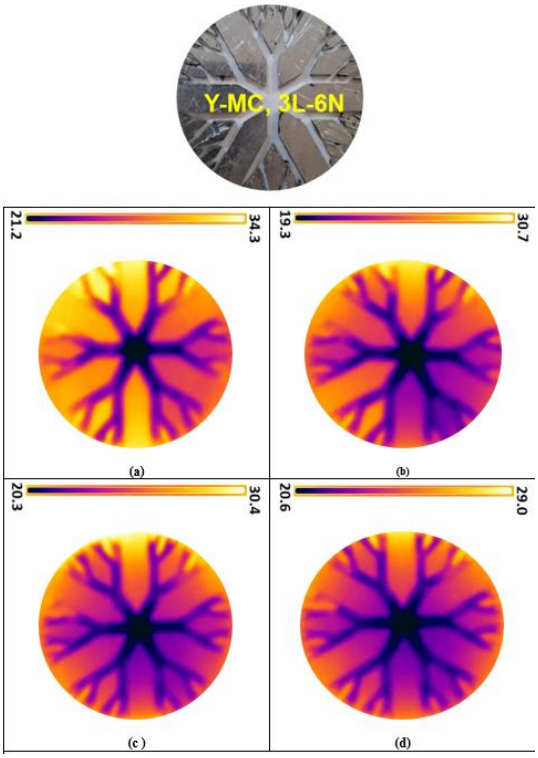
Şekil 5. Fraktal mini kanal ısı alıcısı üzerindeki sıcaklık dağılımları (a) 50 mL/dk, (b) 100 mL /dk, (c) 150 mL /dk ve (d) 200 mL /dk (Y-MC, 0L-4N, q=0,88 W/cm^2)



Şekil 6. Fraktal mini kanal ısı alıcısı üzerindeki sıcaklık dağılımları (a) 50 mL /dk, (b) 100 mL /dk, (c) 150 mL /dk ve (d) 200 mL /dk (Y-MC, 0L-5N, q=0,88 W/cm^2)

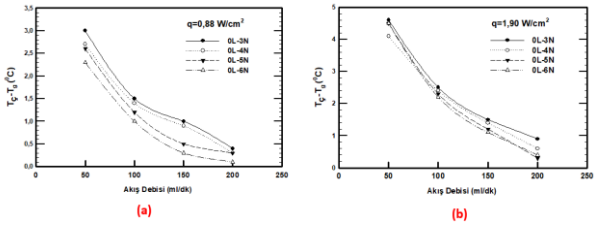


Şekil 7. Fraktal mini kanal ısı alıcısı üzerindeki sıcaklık dağılımları (a) 50 mL /dk, (b) 100 mL /dk, (c) 150 mL /dk ve (d) 200 mL /dk (Y-MC, 0L-6N, q=0,88 W/cm^2)

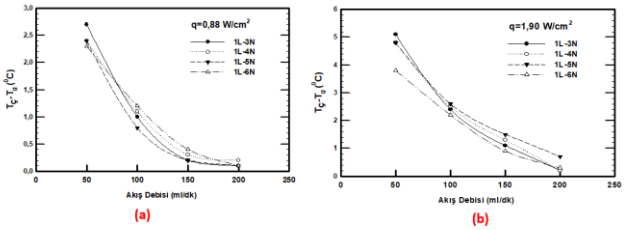


Şekil 8. Fraktal mini kanal ısı alıcısı üzerindeki sıcaklık dağılımları (a) 50 mL /dk, (b) 100 mL /dk, (c) 150 mL /dk ve (d) 200 mL /dk (Y-MC, 3L-6N, q=0,88 W/cm^2)

Fraktal mini kanal ısı alıcının giriş-çıkış sıcaklık farkının 50 mL/dk, 100 mL /dk, 150 mL /dk, ve 200 mL /dk akış debisinde sıcaklık değişimleri Şekil 9-Şekil 10'da verilmiştir. Tüm şekillerden görüldüğü ısı akısının artmasıyla mini kanal ısı alıcısındaki çıkış-giriş arasındaki sıcaklık farkları artmaktadır. Bu çalışmada, beş farklı akış hızı için deneyler yürütülmüştür: 50, 100, 150 ve 200 mL/dk ve su sıcaklığı ve ısı akısı sabit tutulmuştur, bunlar sırasıyla 293 K ve q=0,88 W/cm^2 ve q=1,90 W/cm^2 dir. Beklendiği gibi, incelenen çalışma koşulları altında debi oranının sıcaklık farkı üzerindeki etkisi belirgindir. Çalışma akışkanının debi oranının artmasıyla sıcaklık farkının azaldığı açıkça görülmektedir. Debi oranı 50 mL/dk dan 200 mL/dk ya çıkarıldığında sıcaklık farkının ve q=0,88 W/cm^2 ısı akısı için, 50 mL/dk debi için en yüksek değerin 3°C olduğu aynı şekilde, debi oranı 50 mL/dk dan 200 mL/dk ya çıkarıldığında sıcaklık farkının ve q=1,90 W/cm^2 ısı akısı için, 50 mL/dk debi için en yüksek değerin 5,4^{o}C olduğu görülmüştür.

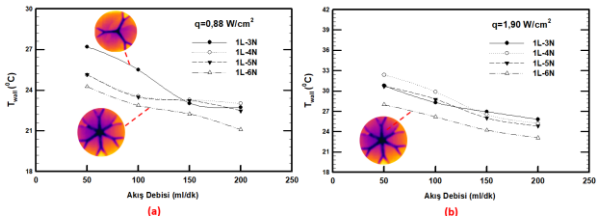


Şekil 9. Farklı akış debilerinde sıcaklık farkının değişimi (0L-yN) **(a)** q=0,88 W/cm^2 ve **(b)** q=1,90 W/cm^2



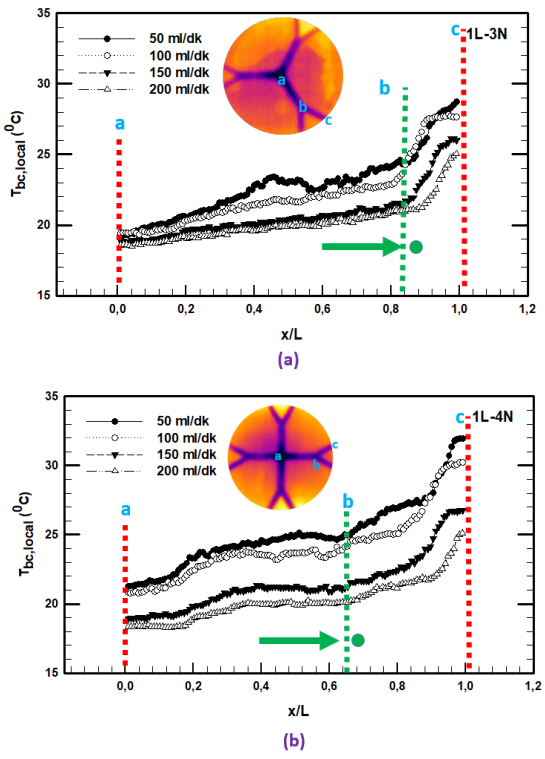
Şekil 10. Farklı akış debilerinde sıcaklık farkının değişimi (1L-yN) **(a)** q=0,88 W/cm^2 ve **(b)** q=1,90 W/cm^2

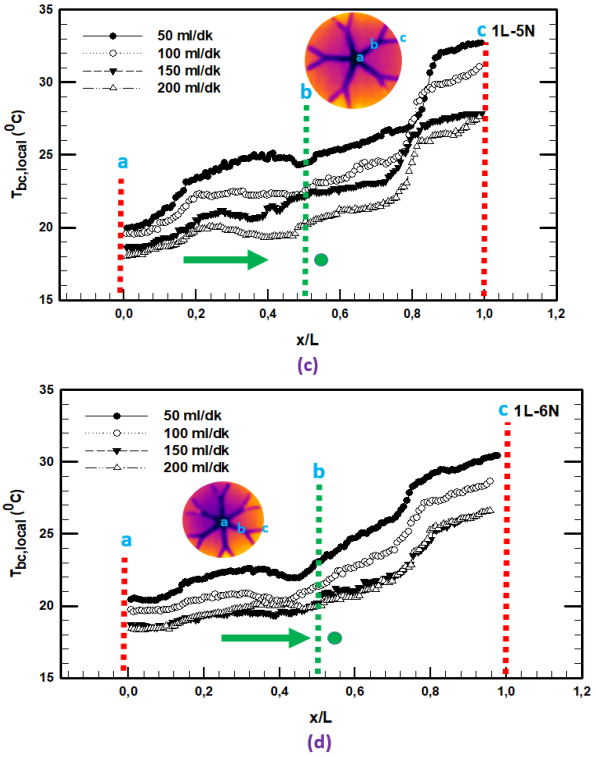
Farklı akış debilerinde ısı alıcısı yüzey sıcaklığının değişiminin iki farklı ısı akısındaki değişimleri (q=0,88 W/cm^2 ve q=1,90 W/cm^2) Şekil 11'de verilmiştir. Çalışılan çalışma koşulları altında, beklendiği gibi, akış hızının yüzey sıcaklığı üzerindeki etkisi net bir şekilde görülmektedir. Çalışma akışkanının akış hızının artmasıyla, yüzey sıcaklığının azaldığı görülmektedir. Seviye ve dallanma sayısı arttıkça fraktal mini kanal ısı alıcı üzerindeki ortalama yüzey sıcaklığı azaldığı görülmektedir. Şekil 11'de görüldüğü gibi, 1L-3N geometrisi için 50mL/dk akış debisinde ortalama yüzey sıcaklığı 27,2^{o}C iken, aynı şartlarda 1L-4N geometrisinde yüzey sıcaklığı 25,13 ^{0}C olmuştur. Yüzey üzerindeki sıcaklık değişimleri 4,42-0,3 ^{0}C arasında değiştiği görülmektedir.



Şekil 11. Farklı akış debilerinde ısı alıcısı yüzey sıcaklığının değişimi (1L-yN) **(a)** q=0,88 W/cm^2 ve **(b)** q=1,90 W/cm^2

Şekil 12a-d'de dört farklı akış debilerinde (50, 100, 150 ve 200 mL/dk), akış boyunca lokal sıcaklık değişimi, dört farklı fraktal geometrinin (0L-3N, 0L-4N, 0L-5N ve 0L-6N) incelenmiştir. Şekil 12a-d'de a sembolü ile belirtilen kısım fraktal geometriye su girişinin olduğu kısmı b sembolü ile gösterilen kısım ise fraktal geometriden su çıkışının olduğu kısmı göstermektedir. Ayrıca x/L=0 olduğu kısım kanal girişini (a noktası) x/L=1 olduğu kısım kanal çıkışını (c noktası) olarak tanımlanmıştır. Tüm grafikler x/L=0- x/L=1 aralığında oluşturulmuştur. Akış kanalı boyunca, su giriş noktasından itibaren tüm akış debilerinde çıkış noktasına kadar yüzey sıcaklığının arttığı görülmektedir. Şekil 12a-d'de görüldüğü gibi kanal boyunca sıcaklık değişimleri yaklaşık olarak x/L'nin 0,8 olduğu yerde daha fazla artış göstermiştir. Dolayısıyla lokal olarak bu bölgelere sıcaklık değişimini azaltmak için o bölgeye hidrojel konulacağı görülmüştür. Her bir dallanma ve seviyelerine göre tüm fraktal geometriler incelendiğinde, lokal olarak en yüksek sıcaklıkların olduğu bölgeler her bir grafik üzerinde yeşil renkli yuvarlak sembolle gösterilmiş olup, ilgili yerlere hidrojellerin yerleştirilmesiyle sıcaklık düşüşü sağlanması hedeflenmiştir.





Şekil 12. Farklı akış debilerinde, akış boyunca lokal sıcaklık değişimi, **(a)** 1L-3N, **(b)** 1L-4N, **(c)** 1L-5N ve **(d)** 1L-6N (q=0,88 W/cm^2)

Bu çalışmada, çalışma akışkanının giriş ve çıkış sıcaklıkları, giriş basıncı, çıkış basıncı, kütle akış hızı ve mini kanal ısı alıcısının yüzey sıcaklıkları ölçülmüştür. DC güç kaynağının test bölümüne toplam ısı girişi, giriş voltajı ve akımın çarpımı olarak hesaplanmıştır. Ancak, test kesitinin çevresine olan ısı kaybı nedeniyle mini kanal ısı alıcısındaki çalışma akışkanı tarafından taşınan etkin ısı, gerçek ısı girdisinden daha az olup, aşağıdaki şekilde değerlendirilebilir:

$$\dot{Q} = \dot{m} C_p (T_{out} - T_{in}) \qquad (1)$$

Burada m, çalışma akışkanının kütle debisi, C_p, özgül ısı ve T_{in} ve T_{out}, mini kanal ısı alıcısının giriş ve çıkışındaki çalışma akışkanının sıcaklıklarıdır. Bu çalışmada, maksimum %16,5 ısı kaybı meydana gelmiştir ve bu ısı kaybı hacim akış hızıyla azaldığı görülmüştür. Mini kanal ısı alıcısındaki, (Y-MC, xL-yN) genel ısı akısı şu şekilde değerlendirilmektedir.

$$q = \frac{Q}{A_{bs}} \qquad (2)$$

burada A_{bs}, konveksiyon ısı transfer alanı (her bir kanalın iki yan yüzey alanları ve alt yüzeyini içeren alanlarının toplamı).

Sayısal analiz

Gerçekleştirilmiş çalışmada, yüksek lokal sıcaklık noktaların tespiti ve otomatik uyarlanabilir soğutma işlemini gerçekleştiren hidrojellerin etkisi incelenemiştir. Fraktal yapılı, hidrojel ilavesiz mini kanallarda ısı alıcılarının ve fraktal yapılı, hidrojel ilaveli mini kanallarda ısı alıcılarının ısı transfer analizlerini test etmek için hesaplamalı akışkanlar dinamiği (CFD) yazılımı Flo-EFD kullanılmıştır. Kütle ve momentumun korunum denklemleri, SIEMENS hesaplamalı akışkanlar dinamiği (HAD) yazılımının Flo-EFD 2406 aracı kullanılarak çözülmüştür.

Hidrojelin deformasyon süresi ve düşük sıcaklık farkı altındaki büzülme ihmal edilmiştir. Sayısal simülasyon sürecinde, kararlı durum hesaplama yöntemi kullanılmıştır. Suyun termofiziksel özellikleri, sıcaklığın bir fonksiyonu olarak sürekli değiştiği için, sayısal çözümlemelerin deneysel çalışmalarla daha uyumlu olan aşağıdaki denklemler verilmiştir. Bu nedenle, sıcaklığa göre değişen daha yüksek doğrulukta termofiziksel özellikler kullanılmıştır. (Ansari ve Kim, 2017).

$$\rho(T) = 999.9 + 9.561x10^{-2}T - 1.013xT^2 + 8.459x10^{-5}T^3 - 3.496x10^{-7}T^4 \quad (3)$$

$$C_p(T) = 4217 - 3.452T + 1.155x10^{-1}T^2 - 1.862.x10^{-3}T^3 + 1.538x10^{-5}T^4 - 4.850x10^{-8}T^5 \quad (4)$$

$$k(T) = 5.698x10^{-1} + 1.772x10^{-3}T - 4.870x10^{-6}T^2 - 2.915x10^{-8}T^3 + 1.094x10^{-10}T^4 \quad (5)$$

Hidrojel büzüldüğünde hacmi küçülür ve iç termal iletkenliğinin çok az etkisi vardır. Hidrojelin hacmi genişlediğinden ve ana bileşeni su olduğundan, hidrojellerin termofiziksel özellikleri suyunkine yakın kabul edilebilerek çözümleme yapılmıştır. Bu amaçla yapmış olduğumuz sayısal çalışmada hidrojelin termofiziksel özelliklerini suyunkine yakın kabul ederek, paket programında belirtilerek çözümlemeler yapılmış olup, literatürde yapılmış olan çalışmalarla uyum içerisinde olduğu bulunmuştur. Sayısal çözümlemelerde, kararlı durum hesaplama yöntemi tercih edilmiştir. Oluşturulan modelde, akış hızı girişe tanımlanmış olup kanal çıkışında atmosferik basınç şartı kabul edilmiştir. Mini kanal ısı alıcısı malzemesi, 236 W/m.K ısıl iletkenlik değerine sahip alüminyum olarak belirlenmiştir. Kanal yapısının tabanına sabit ısı akısı uygulandığı kabul edilmiştir. Çalışma kapsamında, basınç ve hız ilişkisinin ele alınmasından dolayı Standart Simple Metodu'ndan yararlanılmıştır. Çözümlemede oluşan artık değerleri, akış ve enerji denklemleri için sırasıyla 10^{-4} ve 10^{-7}'den daha küçük değerlere ulaştığında hesaplamaların yakınsadığı ve buna bağlı olarak güvenilir sonuçların elde edileceği kabul edilmiştir.

Hesaplamaları basitleştirmek adına gerçekleştirilecek olan sayısal çalışma için aşağıda belirtilen varsayımlar kullanılmıştır.

1. Kararlı durum, laminer ve üç boyutlu sıkıştırılamaz akış
2. Giriş sıvısının termo-fiziksel özellikleri, çalışma sıcaklığına göre değiştiği
3. Radyasyon etkileri ihmal edilebilir
4. Soğutucu, dış ortamdan yalıtılmıştır.

Karalı hal durumunda süreklik momentum ve enerji denklemleri:

Süreklilik denklemi

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} = 0 \quad (6)$$

Momentum korunumu denklemi

$$\rho\left(u\frac{\partial u}{\partial x} + v\frac{\partial u}{\partial y} + w\frac{\partial u}{\partial z}\right) = -\frac{\partial P}{\partial x} + \mu\left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2}\right) \quad (7)$$

$$\rho\left(u\frac{\partial v}{\partial x} + v\frac{\partial v}{\partial y} + w\frac{\partial v}{\partial z}\right) = -\frac{\partial P}{\partial y} + \mu\left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial z^2}\right) \quad (8)$$

$$\rho\left(u\frac{\partial w}{\partial x} + v\frac{\partial w}{\partial y} + w\frac{\partial w}{\partial z}\right) = -\frac{\partial P}{\partial z} + \mu\left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial z^2}\right) \quad (9)$$

Enerji denklemi (akış için)

$$\rho C_p\left(u\frac{\partial T_f}{\partial x} + v\frac{\partial T_f}{\partial y} + w\frac{\partial T_f}{\partial z}\right) = k_f\left(\frac{\partial^2 T_f}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T_f}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T_f}{\partial z^2}\right) \quad (10)$$

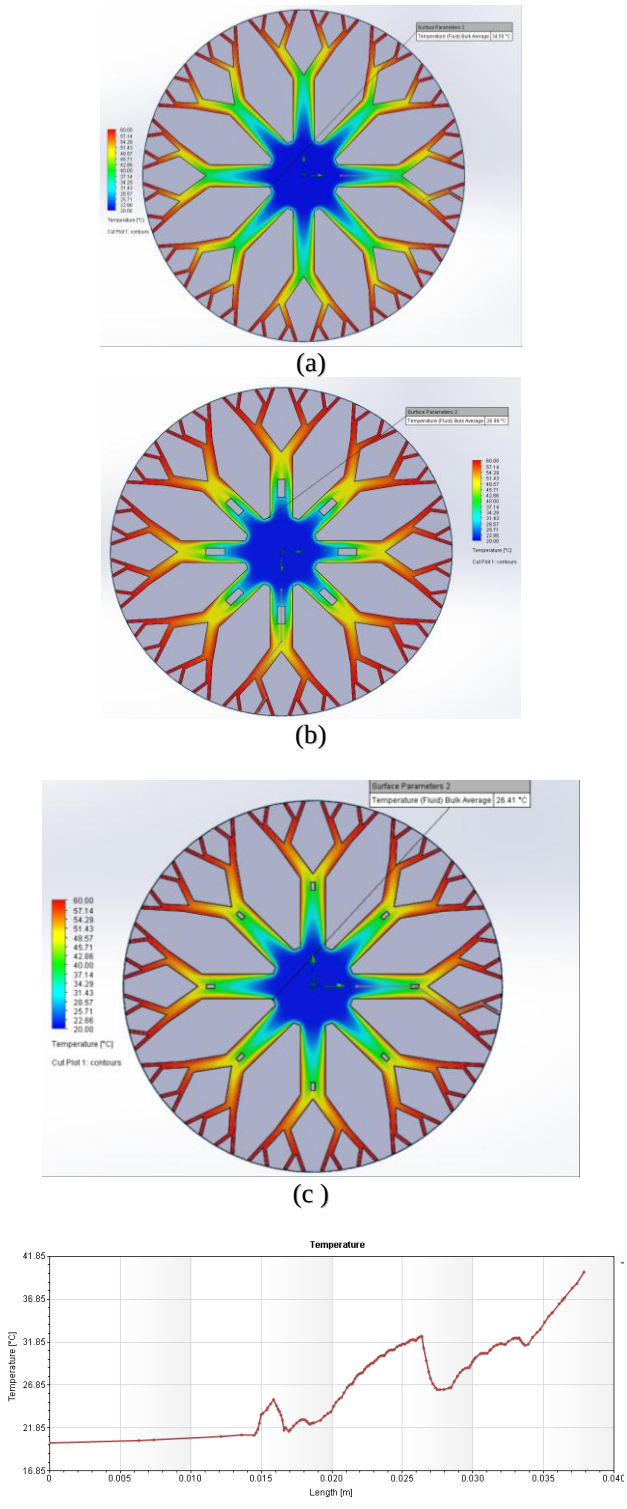
Enerji denklemi (katı için)

$$k_s\left(\frac{\partial^2 T_s}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T_s}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T_s}{\partial z^2}\right) = 0 \quad (11)$$

Girişte, 50-200 ml/dak hacimsel akış hızlarına dayalı kütle-akış sınır koşulu uygulanmıştır. Giriş akışkan sıcaklığı 20 °C'dir. Çıkışta basınç-çıkış koşulu uygulanmıştır. Katı akışkan arayüzlerine bağlı duvarlarda konjuge ısı transferi , diğer tüm duvarlara adiabatik sınır koşulları uygulamıştır.

Fraktal yapı üzerindeki sıcaklık değişimleri hidrojelin olmadığı durum, hidrojelin deforme olmadığı ilk durumu ve hidrojelin deforme olduğu son durum değişimleri Şekil 13 'de verilmiştir. Şekil 13'de görüldüğü gibi kanal

içerisndeki hidrojellerin etkisinden dolayı yaklaşık 3,75^{0}C lik bir sıcaklık düşüşü sağlandığı görülmüştür.



Şekil 13. Fraktal yapı üzerindeki sıcaklık değişimleri (a) hidrojelin olmadığı durum (b) hidrojelin deforme olmadığı ilk durumu (c) hidrojelin deforme olduğu son durumu

Hata analizi:

Deneysel çalışma kapsamında bir dizi büyüklüğün ölçümleri yapılır ve daha sonra bu ölçümler deneyden arzu edilen başka büyüklüklerin hesaplanmasında kullanılır. Hesaplanması arzu edilen büyüklük R ve bu büyüklüğe etki eden n adet bağımsız değişkenler x_1, x_2, x_3, …x_n ise R aşağıdaki gibi ifade edilebilir

$$R=R(x_1, x_2, x_3, \ldots x_n) \tag{12}$$

Her bir bağımsız değişkene ait hata miktarı W1, W_2, W_3, …W_n ve R büyüklüğünün hata miktarı W_R,

$$W_R = \left[\left(\frac{\partial R}{\partial x_1}W_1\right)^2 + \left(\frac{\partial R}{\partial x_2}W_2\right)^2 + \ldots\ldots + \left(\frac{\partial R}{\partial x_n}W_n\right)^2\right]^{1/2} \tag{13}$$

şeklinde ifade edilir. Deneylerde ölçülen büyüklüklerin hata oranları aşağıda verildiği gibi hesaplanmıştır.

Sıcaklık farkının hesaplanmasında yapılan hata oranı

$$\Delta T = T_ç - T_g \tag{14}$$

$$\frac{W_{\Delta T}}{\Delta T} = \left[\left(\frac{W_{Tç}}{\Delta T}\right)^2 + \left(\frac{W_{Tg}}{\Delta T}\right)^2\right]^{1/2} \tag{15}$$

alanının hesaplanmasında yapılan hata oranı,

$$A_{bs} = Lxw \tag{16}$$

$$\frac{W_{bs}}{A_{bs}} = \left[\left(\frac{W_L}{L}\right)^2 + \left(\frac{W_w}{w}\right)^2\right]^{1/2} \tag{17}$$

Akış debisinin hesaplanmasında yapılan hata oranı,

$$\frac{W_m}{m} = \left[\left(\frac{W_A}{A}\right)^2 + \left(\frac{W_V}{V}\right)^2\right]^{1/2} \tag{18}$$

Hesaplamalar için üretici kataloglarında ve ölçüm sistemlerinde verilen hata oranları Çizelge 1'de verilmiştir.

Çizelge 1. Ölçüm sistemlerinde verilen hata oranları

Sıcaklık ölçümlerinde	±% 2,5
Boyut ölçümlerinde	± 0,5 mm
Voltaj ölçümünde	±% 1
Akım ölçümlerinde	±% 0,1

Sıcaklık farkının hesaplanmasında yapılan hata oranı ve miktarı,

$$\Delta T = T_{ç} - T_{g} \tag{19}$$

$$\frac{W_{\Delta T}}{\Delta T} = \left[\left(\frac{W_{T_{Ç}}}{\Delta T} \right)^2 + \left(\frac{W_{Tg}}{\Delta T} \right)^2 \right]^{1/2}$$

$$= \left[\left(\frac{21{,}1 * 0{,}025}{1{,}1} \right)^2 + \left(\frac{20 * 0{,}025}{1{,}1} \right)^2 \right]^{1/2} = 0{,}66 \tag{20}$$

$$W_{\Delta T} = 0{,}66 * 1{,}1 = 0{,}72^{o}C \tag{21}$$

Alanın hesaplanmasında yapılan hata oranı ve miktarı

$$A_{bs} = wxL \tag{22}$$

$$\frac{W_{Abs}}{A_{bs}} = \left[\left(\frac{W_L}{L} \right)^2 + \left(\frac{W_w}{w} \right)^2 \right]^{1/2}$$

$$= \left[\left(\frac{0{,}0005}{0{,}03172} \right)^2 + \left(\frac{0{,}0005}{0{,}0424} \right)^2 \right] = 0{,}01968 \tag{23}$$

$$W_{Abs} = 0{,}01968 * 0{,}001345 = 0{,}0000026 m^2 \tag{24}$$

Folyoya verilen toplam ısı akımının hesaplanmasında yapılan hata oranı ve miktarı,

$$\frac{WQ}{Q} = 0{,}02 \tag{25}$$

$$W_Q = 0{,}02 * 68{,}34 = 0{,}63 \tag{26}$$

transfer edilen ısı, Q'nun hesaplanmasında yapılan hata oranı,

$$Q = h_{avg} A_{bs} \Delta T_{lm} \tag{27}$$

$$\frac{W_Q}{Q} = \left[\left(\frac{W h_{avg}}{h_{avg}} \right)^2 + \left(\frac{W A_{bs}}{A_{bs}} \right)^2 + \left(\frac{W \Delta T_{lm}}{\Delta T_{lm}} \right)^2 \right]^{1/2} \tag{28}$$

$$\left[(0{,}086)^2 + (0{,}01968)^2 + (0{,}063)^2 \right]^{1/2}$$

$$\frac{WQ}{Q} = 0{,}1084 \tag{29}$$

Çizelge 2. Çeşitli ölçülen ve türetilen parametrelerin belirsizlik değerleri

Parametreler	Belirsizlik
Sıcaklık	±0, 72^{0}C
Isı Akısı (W/m^2)	% ± 3,8 - % ± 10,84
Ortalama Isı transfer katsayısı (W/m^{2}K)	% ± 3,1 - % ± 8,6

SONUÇLAR

- Fraktal yapı üzerindeki sıcaklık değişimleri hidrojelin olmadığı durum, hidrojelin deforme olmadığı ilk durumu ve hidrojelin deforme olduğu son durum değişimleri incelendiğinde lokal olarak 3,5-4^{0}C arasında sıcaklık düşüşü elde edildiği görülmüştür.
- Fraktal sayısı ve dallanma sayısı arttıkça, ısı kaynağı yüzeyinin en yüksek sıcaklığı, soğutucu giriş akış hızı 50 mL/dk'dan 200 mL/dk'ya çıktığında 293 K'den 309 K'ya arttığı görülmüştür.
- Soğutucu giriş akış hızı belirli bir değere çıktığında, akış hızının sürekli artışının ısı dağılımının iyileştirilmesi üzerinde çok az etkisi olduğu görülmüştür.
- Fraktal sayısı arttıkça, ısı dağılımı daha iyi hale geldiği ve fraktal sayısı arttıkça soğutma performansının daha iyi hale geldiği görülmüştür.
- Çalışma akışkanının debi oranının artmasıyla sıcaklık farkının azaldığı görülmüştür. Akış debisinin 50 mL/dk dan 200 mL/dk ya çıkarıldığında sıcaklık farkının ve q=1,90 W/cm^2 ısı akısı için, 50 mL/dk debi için en yüksek değerin 5,4^{o}C olduğu görülmüştür.

TEŞEKKÜR

Bu çalışmaya, 123M059 numaralı proje kapsamında vermiş oldukları destekten dolayı, TÜBİTAK 1001-Bilimsel ve Teknolojik Araştırma Projelerini Destekleme Programı birimine ve MUHMİTEK19001.23.003 numaralı Hitit Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri Koordinatörlüğü'ne teşekkür ederiz.

KAYNAKLAR

Ansari D., Kim K.Y., 2019, Hotspot management using a hybrid heat sink with stepped pin-fins, *Numer. Heat Tran., Part A: Applications,* 75, 359-380.

Ansari D., Kim K.Y., 2018, Hotspot thermal management using a microchannel-pinfin hybrid heat sink, *Int. J. Therm. Sci.*, 134, 27-39.

Ansari D., Kim K.Y., 2017, Performance analysis of double-layer microchannel heat sinks under non-uniform heating conditions with random hotspots, *Micromachines,* 8, (2) 54.

Alharbi A.Y., Pence D.V., Cullion R. N., 2003, Fluid flow through microscale fractal-like branching channel networks, *J. Fluid Eng*., 125, 1051-1057.

Bailey C., 2008, Thermal management technologies for electronic packaging: current capabilities and future challenges for modelling tools, in: *10th Electronics Packaging Technology Conference,* 527-532.

Chuan L., Wang X.D., Wang T. H., Yan W. M., 2015, Fluid flow and heat transfer in microchannel heat sink based on porous fin design concept, *Int. Commun. Heat Mass Tran.*, 65, 52-57.

Chen Y., Zhang C., Shi M., Yang Y., 2010, Thermal and hydrodynamic characteristics of constructal tree-shaped minichannel heat sink, *AIChE J.*, 56, 2018-2029.

Chen Y., Cheng P., 2002, Heat transfer and pressure drop in fractal tree-like microchannel nets, *Int. J. Heat Mass Trans.* 45, (13) 2643-2648.

Huang J., Li L., Yang J., Affane H., Zhang Q., 2024, Experimental study on the bionic microchannel heat sink integrated with a piezoelectric pump, *Appl. Therm. Eng.*, 240, 122282.

Hajmohammadi M.R., Rasouli E., Ahmadian Elmi M., 2020, Geometric optimization of a highly conductive insert intruding an annular fin, *Int. J. Heat Mass Tran*., 146, 118910.

Hajmohammadi M.R., Rezaei E., 2019, Proposing a new algorithm for the optimization of conduction pathways based on a recursive localization, *Appl. Therm. Eng*., 151, 146-153.

Hajmohammadi M.R., Parsa H., Najafian J., 2019, Proposing an optimal tree-like design of highly conductive material configuration with unequal branches for maximum cooling a heat generating piece, *Int. J. Heat Mass Tran*., 142, 1148422.

Harmon M.E., Tang M., Frank C.W., 2003, A microfluidic actuator based on thermoresponsive hydrogels, *Polymer*, 44, 4547-4556.

He Z., Yan Y., Xu F., Yang Z., Cui H., Wu Z., 2020, Combustion characteristics and thermal enhancement of premixed hydrogen/air in micro combustor with pin fin arrays, *Int. J. Hydrogen Energy*, 45, 5014-5027.

Jing D., Song S., Lei He., 2019, Reexamination of Murray's law for tree-like rectangular microchannel network with constant channel height, *Int. J. Heat Mass Tran*. 128, 1344-1350.

Leng C., Wang X.D., Wang T. H., 2015, An improved design of double-layered microchannel heat sink with truncated top channels, *Appl. Therm. Eng*., 79, 54- 62.

Li H., Yan Y., Feng S., Chen Y., Li L., Zhang L., 2019, Hydrogen release mechanism and performance of ammonia borane catalyzed by transition metal catalysts Cu-Co/ MgO(100), *Int. J. Energy Res.*, 43, 921-930.

Ma D.D., Xia G.D., Li Y.F., Jia Y.T., Wang J., 2016, Effects of structural parameters on fluid flow and heat transfer characteristics in microchannel with offset zigzag grooves in sidewall, *Int. J. Heat Mass Tran.*, 101, 427-435.

Ma D.D., Xia G.D., Li Y.F., Jia Y.T., Wang J., 2016, Design study of micro heat sink configurations with offset zigzag channel for specific chips geometrics, *Energy Convers. Manag.*, 127, 160-169.

Moore G., 1998, Cramming more components onto integrated circuits, *Proc. IEEE,* 86 (1) 82-85.

Naghibzadeh S. K., Hajmohammadi M. R., Saffar-Avval M., 2019, Heat transfer enhancement of a nanofluid in a helical coil with flattened cross-section, *Chem. Eng. Res. Des*., 146, 36-47.

Razmara M., Bidarvatan M., Shahbakhti M., Robinett R. D., 2016, Optimal exergy-based control of internal combustion engines, *Appl. Energy*, 183, 1389-1403.

Sinharoy B., Kalla R., Starke W. J., 2011, IBM POWER7 multicore server processor, *IBM J. Res. Dev.* 55, 1-29.

Tummala, R. R., 2001, Fundamentals of Microsystems Packaging, 193-193.

Yan Y., Yan H., Feng S., Li L., 2019, Thermal-hydraulic performances and synergy effect between heat and flow distribution in a truncated doubled-layered heat sink with Y-shaped fractal network, *Int. J. Heat Mass Tran.*, 142, 118337.

Yan Y., Wu G., Huang W., Zhang L., Li L., Yang Z., 2019, Numerical comparison study of methane catalytic combustion characteristic between newly proposed opposed counter-flow micro-combustor and the conventional ones, *Energy*, 170, 403-410.

Yan Y., Yan H., Yin S., Zhang L., 2019, Single/multi-objective optimizations on hydraulic and thermal management in micro-channel heat sink with bionic Y-shaped fractal network by genetic algorithm coupled with numerical simulation, *Int. J. Heat Mass Tran.*, 468-479.

Yan Y., Yan H., Zhang L., Li L., Zhu J., Zhang Z., 2018, Numerical investigation on combustion characteristics of methane/air in a micro-combustor with a regular triangular pyramid bluff body, *Int. J. Hydrogen Energy*, 43, 7581-7590.

Yan Y., Feng S., Huang Z., Zhang L., Pan W., Li L., 2018, Thermal management and catalytic combustion stability characteristics of premixed methane/air in heat recirculation meso-combustors, *Int. J. Energy Res*., 42, 999-1012.

Zhang Y.S., Khademhosseini A., 2017, Advances in engineering hydrogels, *Science*, 356, 6337.

Xia C., Fu J., Lai J., Yao X., Chen Z., 2015, Conjugate heat transfer in fractal tree-like channels network heat sink for high-speed motorized spindle cooling, *Appl. Therm. Eng.*, 90, 1032-1042.

Xia G., D. Ma, Y., Zhai Y., Li R., Liu M., 2015, Experimental and numerical study of fluid flow and heat transfer characteristics in microchannel heat sink with complex structure, *Energy Convers. Manag.* 105, 848-857.

Wang X., Parrish K.D., Malen J.A., Chan P.K., 2015, Modifying the thermal conductivity of small molecule organic semiconductor thin films with metal nanoparticles, *Sci. Rep*. 516095.

Wang X.D., Bin A., Xu J. L., 2013, Optimal geometric structure for nanofluid-cooled microchannel heat sink under various constraint conditions, *Energy Convers. Manag*., 65, 528-538.

PV PANELLERİNİN TERMAL DAVRANIŞI VE SOĞUTMA UYGULAMASI: BÖLGESEL UYGULAMALAR İÇİN BİR CFD ANALİZİ

Merdin DANIŞMAZ*
*Kirşehir Ahi Evran Üniversitesi, Mühendislik Mimarlık Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü,
40100 Bağbaşı, KIRŞEHİR, m.danismaz@ahievran.edu.tr

Özet: Bu çalışma, Türkiye'deki ortalama iklim koşulları altında standart bir PV güneş panelinin termal performansını inceleyerek, sıcaklık dağılımının panelin verimliliği ve dayanıklılığı üzerindeki etkisini ortaya koymayı amaçlar. ANSYS Workbench yazılımı kullanılarak gerçekleştirilen sonlu eleman analizi ile EVA encapsulant, PV hücreleri ve PVF arka destek katmanını içeren detaylı altı katmanlı model, SolidWorks programında tasarlandı ve malzeme özellikleri ile geometrik detaylar hassas şekilde belirlendi. Çalışmada, farklı soğutma koşullarını simüle etmek için doğal ve zorlanmış taşınım durumlarında, 10 ile 50 W/m²K arasında değişen ısı taşınım katsayıları kullanıldı. Sonuçlar, panelin ortasında yüksek sıcaklıkların görüldüğünü ve hücre bağlantılarında daha fazla ısının aktığını gösterdi ki; bu, termal gerilim noktalarını işaret ediyor. Isı taşınım katsayısının artırılmasıyla en yüksek sıcaklık değerleri ve buna bağlı sıcaklık farkları 5°C ile 15°C arasında azaldı. Bu bulgular, bölgesel ve çevresel faktörlere göre PV teknolojisinin termal davranışını anlamaya katkı sağlamakta ve verimliliği artırmaya, panel ömrünü uzatmaya yönelik hedefli soğutma ve tasarım stratejileri geliştirilmesine yardımcı olmaktadır.
Anahtar Kelimler: PV termal analiz, PV soğutma, güneş paneli verimliliği, HAD

THERMAL BEHAVIOR AND COOLING APPLICATION OF PHOTOVOLTAIC SOLAR PANELS: A CFX ANALYSIS FOR REGIONAL APPLICATIONS

Abstract: This study explores the thermal performance of a standard photovoltaic (PV) solar collector under realistic climatic conditions in Turkey, emphasizing how temperature distribution influences panel efficiency and longevity. Using finite element analysis in ANSYS, a detailed six-layered model, including EVA encapsulant, PV cells, and PVF backsheet, was developed in SolidWorks, capturing material-specific thermal properties and precise geometrical configurations. The analysis incorporated natural and forced convection scenarios with heat transfer coefficients varying from 10 to 50 W/m²K, simulating different cooling conditions. Results revealed uneven temperature profiles across the collector, with the highest temperatures centered within the panel and elevated heat flux at cell interconnections, highlighting potential thermal stress points. Increasing the heat transfer coefficient effectively reduced peak temperatures and temperature gradients, which ranged from 5°C to 15°C across conditions. These findings not only deepen understanding of PV thermal behavior under specific geographic and environmental factors but also inform targeted thermal management strategies to enhance efficiency, extend panel durability, and optimize design for regional applications.
Keywords: PV thermal analysis, PV cooling, solar panel efficiency, thermal management, CFD

INTRODUCTION

As the global demand for renewable energy sources continues to grow, photovoltaic (PV) technology has emerged as a vital component in sustainable power generation. However, the efficiency of PV panels is significantly affected by temperature; as operating temperatures rise, the electrical efficiency declines, leading to reduced energy output. Consequently, effective cooling strategies have garnered increasing attention within the research community to enhance the overall performance and longevity of PV systems (Danışmaz and Alhurmuzi, 2021).

Research by Teo et al. (2011) demonstrates that active cooling significantly improves photovoltaic efficiency by reducing cell temperatures, which otherwise causes performance declines from around 14% to below 10%. This study explores innovative cooling strategies aimed at enhancing PV system performance and longevity under varying environmental conditions (Teo and Lee, 2012). The efficiency of photovoltaic systems is highly sensitive to temperature variations, with increased operating temperatures leading to significant performance reductions. Studies have shown that thermal management plays a crucial role in optimizing PV performance, as

cooling strategies can substantially improve energy outputs (Dubey, Sandhu; Tiwari, 2009). Various approaches, including active and passive cooling techniques, have been explored to mitigate temperature-related efficiency losses, highlighting the importance of effective thermal control in solar energy applications (Prasad, Saini, 1991; Han, Park, 1988). Implementing such cooling methods enhances not only the energy yield but also the longevity of PV modules, making solar power systems more viable and sustainable (Gupta, Solanki, Saini, 1993; Hasan et al., 2022).

Recent advancements in photovoltaic cooling techniques have been extensively investigated through computational fluid dynamics (CFD) studies, which provide valuable insights into the complex interactions between PV systems and their surrounding environment. Kim and Nam (2019) demonstrated that attached fins can significantly enhance the cooling effect on PV modules, leading to improved performance, as verified by their CFD simulations. Similarly, Mahdi et al. (2024) explored ground source energy as a sustainable cooling method, revealing that geothermal energy can effectively reduce PV operating temperatures, thereby increasing efficiency. Zhou et al. (2023) offered a comprehensive review of the interactions between PV systems and ambient conditions, emphasizing the importance of CFD modeling in understanding environmental influences such as wind and temperature fluctuations. Wind effects, in particular, have been shown to substantially influence PV cooling and efficiency, with Nahani et al. (2024) highlighting the positive impact of wind-induced convection in enhancing performance through CFD case studies. Furthermore, Naghsh et al. (2025) developed CFD-driven regression models incorporating nanofluids, demonstrating promising improvements in thermal management with potential economic and environmental benefits. Experimental and numerical investigations by Hussien et al. (2023) and Patil et al. (2024) corroborate these findings, illustrating that forced convection and air-cooled systems can effectively lower PV temperatures and boost energy output. Collectively, these studies underscore the critical role of CFD simulations in optimizing PV cooling strategies, paving the way for more efficient and sustainable solar energy systems.

This paper reviews these advancements and investigates innovative cooling solutions to further advance photovoltaic technology. Given the critical impact of thermal conditions on photovoltaic panel performance, particularly in regions with diverse climatic variations such as Turkey, this study seeks to provide a comprehensive thermal analysis using CFD simulations. Unlike previous research that primarily focused on experimental or simplified models, this work employs a detailed finite element model within ANSYS to accurately simulate temperature distribution and heat transfer mechanisms under realistic environmental conditions. By examining both natural and forced convection scenarios and quantifying the effects of varying heat transfer coefficients, the study offers valuable insights into thermal stress points and potential efficiency losses. The findings aim to inform targeted thermal management strategies, contribute to the applications of PV system design for regional applications, and ultimately enhance the longevity and performance of solar panels in similar climatic contexts. This research thus bridges a crucial gap by integrating detailed thermal analysis with regional considerations, supporting the development of more resilient and high-performing photovoltaic installations.

MATERIAL AND METHOD

Material and Geometry

The PV system analyzed in this study is composed of multiple layers, each with distinct thermal properties as shown in Figure 1. The topmost layer is a 1.5 mm thick tempered glass cover, characterized by its moderate thermal conductivity of 1.8 W/mK and a density of 3000 kg/m³, serving as the primary barrier against environmental elements while permitting solar radiation to reach the underlying cells. Directly beneath the glass sits a 0.5 mm thick EVA encapsulant, which has a low thermal conductivity of 0.35 W/mK and a density of 960 kg/m³, providing electrical insulation and protection to the PV cells. The PV cells themselves are embedded within a 1.5 mm space, sandwiched between the upper and lower layers of EVA. The bottom layer of the PV module is another 0.5 mm EVA sheet, followed by a 1.5 mm thick Tedlar sheet that acts as the backsheet, offering durability and shielding against moisture and mechanical stress. Supporting the entire assembly is a 1 mm high, finned aluminum heat sink, designed to facilitate efficient thermal dissipation through its high thermal conductivity of 114–175 W/mK and a density of 2770 kg/m³. The entire system is enclosed within an external frame, which provides structural support and protection for the photovoltaic module.

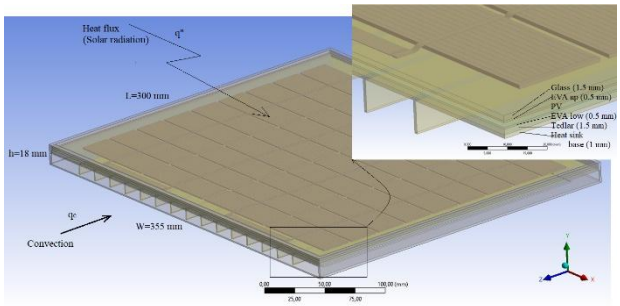


Figure 1. PV Module Detail

The photovoltaic module in this study consists of 36 individual solar cells arranged in a grid format of 4 rows and 9 columns, with each cell measuring 26 cm by 77.75 cm. All cells are interconnected in series, which is a common configuration to achieve higher voltage outputs suitable for practical applications, as discussed by Hussien et al. (2023). Each cell has a uniform thickness of 1 mm, contributing to the overall structural integrity and thermal behavior of the module. The series connection

ensures that the current generated by each cell adds up, while the voltage sums across the series string, aligning with typical PV circuit design principles outlined in recent literature (Patil et al., 2024). The detailed structure of the PV assembly, including individual cell design and interconnection method, is illustrated in Figure 2. From a materials perspective, each cell typically comprises silicon-based solar wafers with junction properties optimized for efficient photoelectric conversion. The cells are embedded within a protective encapsulant, such as EVA, to provide electrical insulation and mechanical stability, crucial for maintaining performance under varying environmental conditions (Kim and Nam, 2019). The series connection of cells, along with the physical configuration, directly influences the electrical output and thermal characteristics of the module, making it essential to accurately model these features in thermal and CFD analyses to optimize cooling strategies and enhance efficiency.

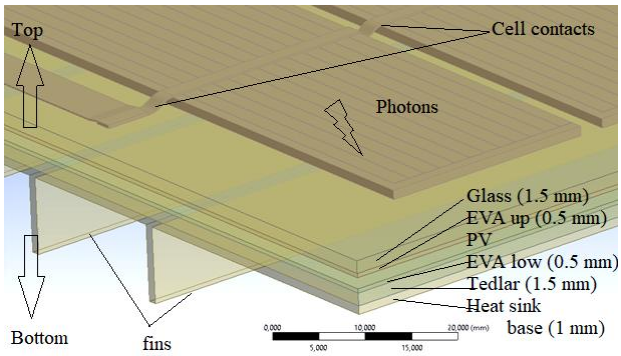


Figure 2. PV Module and Analysis Conditions

The PV module is exposed to environmental conditions, with the surface subject to direct solar radiation and heat transfer through both radiative and convective mechanisms in all directions. The geometric arrangement and material properties are tailored to accurately model the thermal behavior of the system under real conditions, enabling a detailed assessment of temperature distribution and cooling effectiveness. The material properties required for the CFD analysis are provided in Table 1.

Table 1. Material Properties

Material	Density [kg/m^3]	Thermal conductivity [W/mK]	Specific heat [J/kgK]
Aluminium Allow	2770	114-175 (at 173-473 K)	875
Eva	960	0.35	2090
Glass	3000	1.8	500
PV	2330	140	677
PVF	1200	0.2	1250

Boundary Conditions

Domain/Region: PV module assembly (glass cover, EVA encapsulants, PV cells, back EVA, Tedlar backsheet, finned Al heat sink, external frame)
External environment: T∞: 298 K
Convection: h = 5–45 W/m²K (natural convection)
Radiation: ε = 0.85; radiative exchange with ambient
Interfaces (thermal continuity):
Glass–EVA, EVA–PV cells, EVA–Tedlar, heat sink–air: temperature and heat flux continuous
Heat generation:
Surface solar input: 617 W/m², stepped by 20 W/m² across five scenarios
Internal cell generation: via energy equation with absorbed solar energy
Radiation:
Surface radiation enabled with ε = 0.85; appropriate view factors
Heat sink boundary:
Aluminum fin: k = 114–175 W/mK; convective dissipation to ambient
Mesh/solver notes:
Mesh: slow transition and fine; max edge length 0.01 mm; tetrahedral elements
Solver: ANSYS CFX; steady-state thermal; natural convection cases 10–50 W/m²K

Governing Equations

The Navier–Stokes and energy equations are employed to describe the heat transfer and the flow field. These equations determine the heat generation at the panel surface and its dissipation through environmental convection and conduction. In the context of solar panel CFx analysis, these same equations are invoked to obtain the corresponding results, which are then used by Fluent program modules to perform the calculations. The energy balance equations for the photovoltaic (PV) module are adapted from Cox and Raghuraman (1990). The total energy absorbed by the PV cell is expressed as:

$$E_c = p\alpha_c\tau_g G(t) \quad (1)$$

where p is the packing factor, representing the ratio of the solar cell area to the blank absorber area, α c is the absorption coefficient of the cell, τg is the transmittance of the glass cover, and $G(t)$ is the incident solar irradiance at time t.

The thermal energy dissipated by the PV cell is:

$$E_{ct} = (1 - \eta_e/\alpha_c)\, p\alpha_c\tau_g G(t) \quad (2)$$

The energy transmitted through the backsheet, typically made of Tedlar, after passing through the EVA encapsulant, is modeled as:

$$E_T = \tau_g(1-p)\alpha_T G(t) \quad (3)$$

Applying the principle of conservation of energy to the PV components yields:

$$(1 - \eta_e/\alpha_c)p\alpha_c\tau_g G(t) + \tau_g G(t)\alpha_T(1-p) = E_{loss} + q_c \quad (4)$$

Here, E_{loss} encompasses the losses through convection and radiation from the front glass to the environment, which occur via natural and forced convection. The heat loss due to these mechanisms is:

$$E_{loss}=h_g(T_g-T_a(t))+\epsilon_g\sigma T_g^4-\alpha_g\sigma(T_a(t)-6)^4 \quad (5)$$

where h_g is the convective heat transfer coefficient of the glass, T_g is the glass temperature, $T_a(t)$ is the ambient temperature, ϵ_g is the glass emittance, σ is the Stefan-Boltzmann constant, and α_g is the absorptivity of the glass. The coefficient h_g is empirically estimated using the relation from Stultz and Wen (1988):

$$h_g = 1.247[T_g - T_a(t)\cos\theta]^{1/3} + 2.658V \quad (6)$$

where θ is the tilt angle of the module, and V is the wind velocity.
The convective heat transfer from the back of the module can be modeled using Newton's law of cooling:

$$q_c = h_cA_c(T_b - T_a(t)) \quad (7)$$

where h_c is the convective heat transfer coefficient from the back surface, and A_c is the area of the back.
The energy balance for the air flow within the system is:

$$q_c = mC_p(T_{out} - T_{in}) \quad (8)$$

The thermal efficiency of the system is given by:

$$\eta_{th} = [mC_p\int(T_o - T_i)dt] / [A_c\int G(t)dt] \quad (9)$$

where m is the mass flow rate, C_p is the specific heat capacity of air, and T_o and T_i denote outlet and inlet air temperatures, respectively.

Program Setup and Mesh Structure

The material properties of the components constituting the PV module were defined within the Engineering Data section of ANSYS Workbench. Each component was modeled separately in the Design Modular phase to accurately simulate their interactions, and these were grouped together to form the complete PV module. CFX solver within ANSYS Workbench was used for steady-state CFD simulations of the PV panel cooling system. During the Steady-State Thermal analysis, the initial and boundary conditions of the system were established. Within this context, five different natural convection heat transfer coefficients, ranging from 10 to 50 W/m²K, were applied to simulate various cooling conditions. Solar radiation flux was also incorporated into the analysis, starting at 617 W/m² and increasing in steps of 20 W/m² across five different scenarios. The mesh structure was configured using both "slow transition" and "fine" meshing settings to balance computational accuracy and efficiency. The maximum edge length was set to 0.01 mm to capture detailed thermal gradients. Figure 3 shows the detailed mesh visuals of the PV module and its layers. To accurately account for interactions between the layers, a Tetrahedral mesh was employed, which is well-suited for complex geometries.

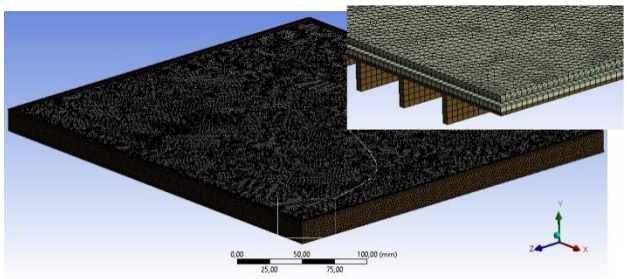


Figure 3. Mesh Detail

The meshing approach focused on the photovoltaic cells, with the surface subdivision conducted via the "Conformal" method to ensure precise representation of the cell interfaces. The maximum element size was set to 2 mm for the initial analysis. Additionally, analyses were performed with element sizes of 5 mm, 4 mm, and 1.5 mm.

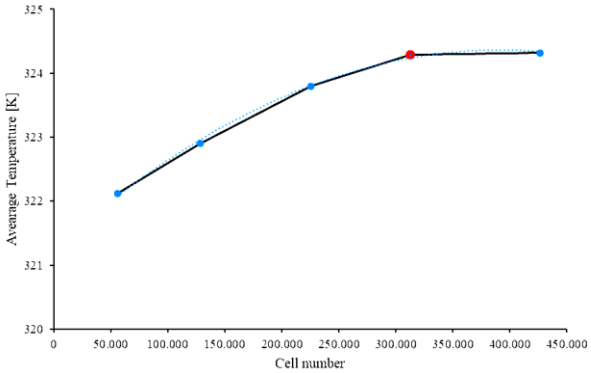


Figure 4. Mesh Independency Test

However, because the variation in surface temperature at the 1.5 mm element size was less than 1%, the coarse mesh with 2 mm element size (containing approximately 312614 cells) was chosen for the final simulations to save computational time. Mesh independence was verified and is illustrated in Figure 4, ensuring the reliability of the results.

RESULTS AND DISCUSSION

Time-Dependent Thermal Distribution

The temporal evolution of the temperature distribution within the PV module is presented in Figure 5.

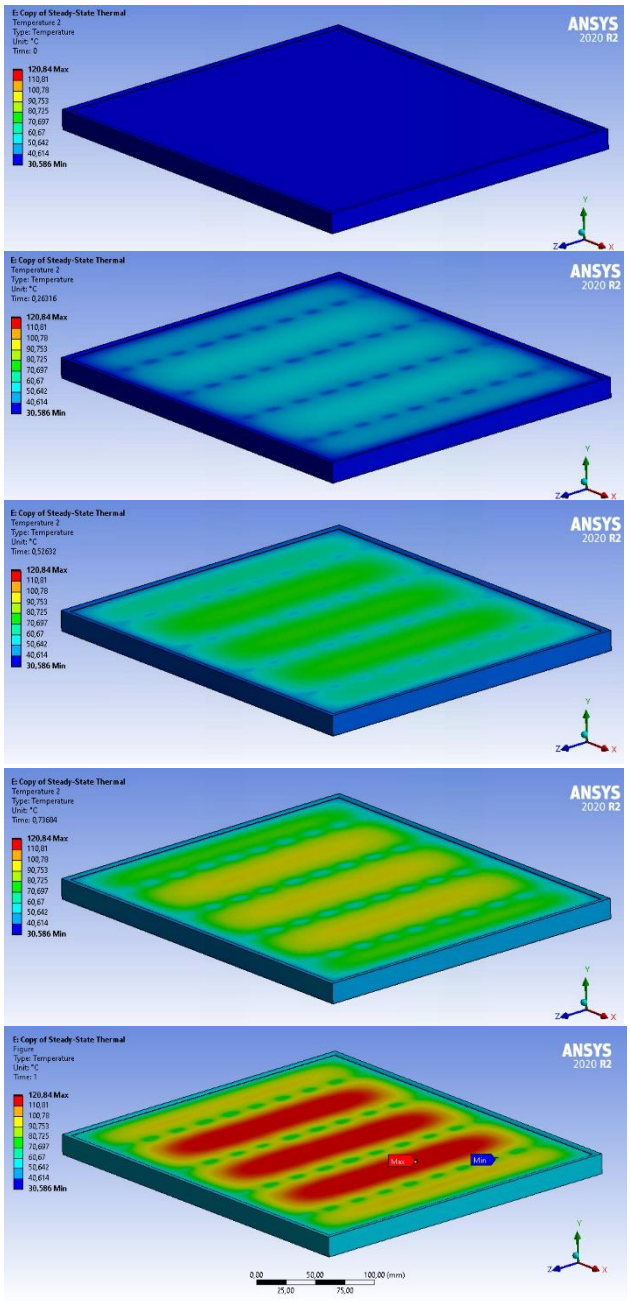


Figure 5. Temperature Contour of PV

The results (5 different times between 0 s and 1 s) indicate that higher temperature levels predominantly occur within the PV region, especially at the module's center. This uneven temperature distribution, characterized by elevated temperatures in specific areas, can significantly impact the panel's performance and lifespan, as high operating temperatures are known to reduce efficiency and accelerate material degradation. To mitigate this, a heat sink was installed at the lower part of the PV module, effectively minimizing the formation of high-temperature zones and promoting a more uniform temperature profile across the surface. This thermal management strategy plays a crucial role in enhancing the durability and operational stability of the PV system, particularly under varying climatic conditions.

Figure 6 presents the contour map of the heat flux accumulated within the solar cells, which are the most critical components of the photovoltaic panel, under a solar irradiance of 617 W/m². The resulting distribution highlights key thermal characteristics of the cell design. Notably, the highest temperatures are concentrated at the centers of the solar cells and, in particular, at the junction points where individual cells connect. This localized thermal accumulation at cell interfaces is of significant concern, as excessive heat concentration in these regions can adversely affect inter-cell interactions and the overall reliability of the panel. Elevated temperatures in these critical areas may lead to material degradation, accelerated wear, and increased risk of damage. Such thermal stress not only diminishes the energy conversion efficiency of the photovoltaic cells but also heightens the potential for physical failure of the panel over time. Therefore, the contour patterns depicted in the figure underscore the importance of thermal management strategies aimed at reducing heat buildup, especially at these vulnerable junction zones. Proper design modifications to enhance heat dissipation could mitigate the risk of overheating, thereby improving the longevity and performance stability of the photovoltaic system under operational conditions.

The data in Figure 7 illustrates how the temperature variations (T_{max}, T_{min}, and T_{ave}) respond to different h values, which characterize the heat transfer conditions under a constant ambient temperature of 20°C. These h values, ranging from 10 to 50, represent different convective heat transfer coefficients, essentially, the rate at which heat is exchanged between the environment and the surface of the PV panels or surrounding medium.

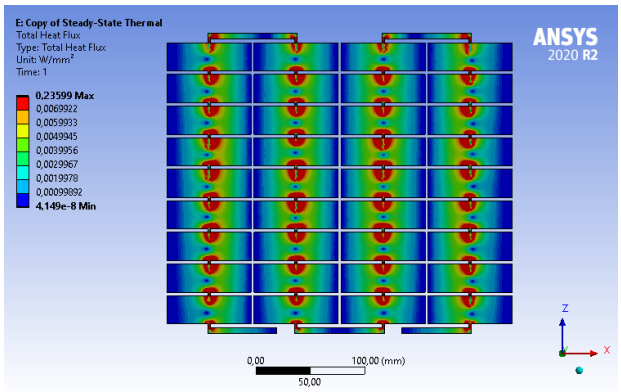


Figure 6. Heat Flux Contour of PV

In Figure 7, these temperature changes are displayed graphically, showcasing how the thermal behavior of the system varies with increasing convective heat transfer rate. As the h value increases from 10 to 50, we observe that all temperature parameters decrease systematically. This trend indicates that higher heat transfer coefficients improve cooling effectiveness, allowing the system to shed heat more efficiently. Specifically, at h = 10, the maximum temperature (T_{max}) reaches 393.98 K, and the average cell temperature (T_{ave}) is approximately 348.92 K, reflecting relatively poor convective cooling.

Conversely, at h = 50, T_{max} drops to 384.64 K, and Tave decreases to around 325.40 K, illustrating better cooling conditions. Similarly, the minimum temperature (T_{min}) decreases from 303.85 K to 266.15 K as the heat transfer coefficient increases. This trend depicted in Figure 7 underscores the critical role of convective heat transfer in managing the thermal environment of PV systems. Improving the heat transfer conditions, through enhanced cooling mechanisms or designing for higher convective coefficients, can significantly lower the operating temperature of the panels. Such temperature reductions are vital because they help maintain higher efficiency levels, prevent overheating damages, and prolong the lifespan of photovoltaic panels under Turkish climatic conditions.

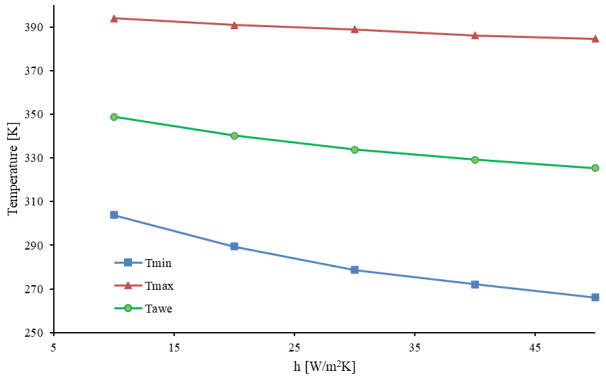


Figure 7. The variation of PV panel temperature according to convective heat transfer conditions

Based on the interpolated temperature data corresponding to solar irradiance levels ranging from 617 W/m² to 697 W/m², we observe a clear and consistent trend of increasing temperature values with rising solar radiation. Specifically, the T_{min}, T_{max}, and average cell temperature (T_{awe}) show approximately linear increases across this range, reflecting the direct impact of solar irradiance on the thermal state of photovoltaic panels. In the context of the graph presented in Figure 8, which depicts the variation of these temperature parameters with respect to solar irradiance, the plotted curves illustrate this positive correlation. The initial values at 617 W/m² correspond to typical baseline conditions in Turkey under standard solar irradiance levels, where the PV panel's upper surface temperature is influenced primarily by the incident solar radiation. As the solar irradiance intensifies towards 697 W/m², there is a proportional increase in the thermal load on the PV system.

The rising temperatures, especially the T_{max} and T_{awe} values, are indicative of the thermal response of the PV panel's middle layers, where the solar cells are embedded. This thermal behavior is crucial because elevated temperatures can adversely affect the efficiency of the photovoltaic cells, leading to a reduction in power output. The temperature increase also signifies the importance of effective cooling strategies to maintain optimal cell performance.

The curves in Figure 8 encapsulates these dynamics, demonstrating how increased solar irradiation elevates the thermal levels in the PV system and emphasizing the need to consider temperature effects in the design and operation of solar power plants under Turkish climate conditions.

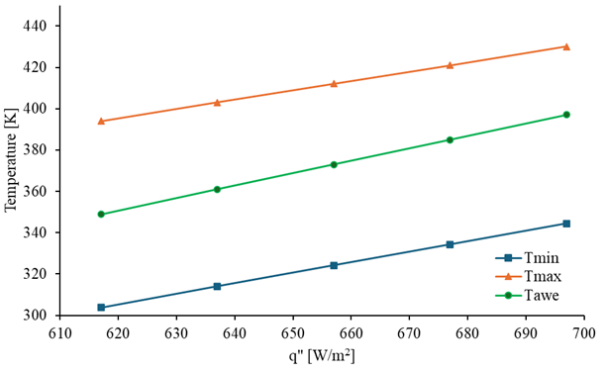


Figure 8. The variation of PV panel temperature according to solar radiation

CONCLUSION

This study provides a thermal analysis of a photovoltaic module with fin heat sink for cooling using CFD simulations to evaluate temperature distribution under varying environmental conditions. Results show that increasing the convective heat transfer coefficient from 10 W/m²K to 50 W/m²K reduces the maximum temperature from 393.98 K to 384.64 K and the average temperature from approximately 348.92 K to 325.40 K, indicating more effective cooling at higher h values. The minimum temperature decreases from 303.85 K to 266.15 K, demonstrating improved thermal regulation with enhanced convection. Temporal analyses reveal that higher temperature zones are concentrated within the PV cells, especially at the junction points, with peak temperatures around 390 K at the center, which, if unmanaged, could lead to efficiency losses and material degradation. The heat flux contours illustrate that these hot spots are primarily at cell centers and junctions, highlighting the necessity for better heat dissipation strategies. Additionally, the temperature of the PV modules increases linearly with solar irradiance levels from 617 W/m² to 697 W/m², with T_{max} rising from approximately 393.98 K to 402.85 K and Tave from 348.92 K to 359.76 K, underscoring the importance of thermal management in high insolation scenarios. The installation of heat sinks effectively mitigates high-temperature buildup, promoting uniform temperature distribution and improving operational stability. The results emphasize that enhancing convective cooling, either passive or active, can lower operating temperatures by as much as 11 K, thereby increasing efficiency, reducing thermal stress, and extending the lifespan of PV panels under Turkish climatic conditions. These findings support adopting targeted thermal management strategies to optimize PV system performance, particularly in regions with high solar radiation and temperature fluctuations.

NOMENCLATURE

A	Area	m^2
C_p	Specific heat capacity of air	$J/(kgK)$
E_c	Total energy absorbed by the PV cell	W
E_{ct}	Thermal energy distributed by the PV cell	W
E_{loss}	Energy loss due to convection and radiation	W
$G(t)$	Solar irradiance at time t	W/m^2
h	Convection heat transfer coefficient	$W/(m^2K)$
p	Packing factor	
α_c	Absorption coefficient of the PV cell	
α_g	Absorptivity of the glass	
τ_g	Transmittance of the glass cover	
ϵ_g	Emissivity of the glass	
σ	Stefan-Boltzmann constant	
$T_a(t)$	Ambient temperature at time t	K
T_g	Temperature of the glass surface	
V	Wind speed	m/s
η_{th}	Thermal system efficiency	
m	Mass flow rate of air	kg/s
q_c	Convective heat flux from the back surface	W

REFERENCES

Danışmaz, M., & Alhurmuzi, M. 2021. A literature review on extraction of potable water from atmospheric air using solar stills: recent developments. *Avrupa Bilim ve Teknoloji Dergisi*, (32), 991-999.

Garg, H. P., and Datta, G. 1989, Performance studies on a finned-air heater. *Energy*, 14, 87-92.

Garg, H. P., Agarwal, P. K., and Bhargava, A. K. 1991, The effect of plane booster reflectors on the performance of a solar air heater with solar cells suitable for a solar dryer. *Energy Conversion and Management*, 32, 543-554.

Gupta, D., Solanki, S. C., and Saini, J. S. 1993, Heat and fluid flow in rectangular solar air heater ducts having transverse rib roughness on absorber plates. *Solar Energy*, 51, 31-37.

Hasan, M. F., Danışmaz, M., & Waheed, F. (2022). Modern nanotechnology applications for generation highly efficient electricity in save mode and much less polluting. *International Journal of Computational and Experimental Science and Engineering*, 8(1), 1-4.

Han, J. C., and Park, J. S. 1988, Developing heat transfer in rectangular channels with rib turbulators. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 31, 183-195.

Hussien A., Eltayesh A., El-Batsh H. M., 2023, Experimental and numerical investigation for PV cooling by forced convection, *Alexandria Engineering Journal*, 64, 427-440.

Kim J., Nam Y., 2019, Study on the cooling effect of attached fins on PV using CFD simulation, *Energies*, 12(4), 758.

Mahdi E. J., Algburi S., Al-Abadi N., Ahmed O. K., and Ahmed A. K., 2024, Photovoltaic panel cooling using ground source energy: CFD simulation, *Results in Engineering*, 22, 102144.

Naghsh M. A. B. K., Shahverdian M. H., Sayyaadi H., and Javadijam R., 2025, CFD-Driven Regression Models for Enhancing Photovoltaic Performance with Nano fluid Cooling: Economic and Environmental Analysis, *Case Studies in Thermal Engineering*, 106352.

Naphon, P. 2005. On the performance and entropy generation of the double-pass solar air heater with longitudinal fins. *Renewable Energy*, 30, 1345-1357.

Nahani P., Eslami M., and Hamzehzarghani R., 2024, Effects of wind on cooling and performance of photovoltaic arrays: A case study CFD modeling, *Energy*, 293, 130596.

Patil M., Sidramappa A., Hebbale A. M., and Vishwanatha J. S., 2024, Computational fluid dynamics (CFD) analysis of air-cooled solar photovoltaic (PV/T) panels, *Materials Today: Proceedings*, 100, 93-101.

Pottler, K., Sippel, C. M., Beck, A., and Fricke, J. 1999, Optimized finned absorber geometries for solar air heating collectors. *Solar Energy*, 67, 35-52.

Prasad, B. N., and Saini, J. S. 1991, Optimal thermohydraulic performance of artificially roughened solar air heaters. *Solar Energy*, 47, 91-96.

Teo, H. G., Lee, P. S., and Hawlader, M. N. A. 2012, An active cooling system for photovoltaic modules. *Applied energy*, 90(1), 309-315.

Zhou Q., Dong P., Li M., and Wang Z., 2023, Analyzing the interactions between photovoltaic system and its ambient environment using CFD techniques: A review, *Energy and Buildings*, 296, 113394.

Naghsh M. A. B. K., Shahverdian M. H., Sayyaadi H., and Javadijam R., 2025, CFD-Driven Regression Models for Enhancing Photovoltaic Performance with Nano fluid Cooling: Economic and Environmental Analysis, *Case Studies in Thermal Engineering*, 106352.

DOĞADAN ESİNLENEREK TASARLANAN 76/40 SÜPÜRME AÇILI ÇİFT DELTA KANADIN AERODİNAMİK PERFORMANS ANALİZİ

Muhammed Murat AKSOY*, Tahir DURHASAN, Ali Emirhan EROĞLU**, Javad Rashid JAFARİ**, Engin Pınar*****
*Osmaniye Korkut Ata Üniversitesi, Mühendislik ve Doğa Bilimleri Fakültesi, Enerji Sistemleri Mühendisliği Bölümü, 80000, Osmaniye, Türkiye, muhammedmurataksoy@osmaniye.edu.tr
** Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi, Havacılık ve Uzay Bilimleri Fakültesi, Havacılık ve Uzay Mühendisliği Bölümü, 01250, Adana, Türkiye
*** Çukurova Üniversitesi, Ceyhan Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 01950, Adana, Türkiye

Özet: İnsansız Hava Araçları (İHA) için kanat tasarımlarının doğadan esinlenerek geliştirilmeye çalışılması yaygın bir şekilde karşımıza çıkan bir durumdur. Bu çalışmada, kambur balinaların (Megaptera novaeangliae) pektoral yüzgeçlerinden esinlenilerek geliştirilen yeni bir çift delta kanat tasarımının aerodinamik performansı araştırılmıştır. Bu çalışma kapsamında, süpürme açıları Λ = 76º/40º olan çift delta kanat konfigürasyonuna uygulanan sinüzoidal dalga modifikasyonlarının kuvvet ölçümleri deneysel olarak analiz edilmiştir. Rüzgar tüneli deneyleri, veter uzunluğu (c) referans alınarak iki farklı Reynolds sayılarında (Re = 5×10^4 ve 10×10^4) gerçekleştirilmiştir. Aynı genliğe (A = %2,5c) sahip iki farklı sinüzoidal modifikasyon modeli olan M1 (λ = %22,5c) ve M2 (λ = %32,5c), yalın çift delta kanat modeli (M0) ile karşılaştırılmıştır. Elde edilen sonuçlar, M1 modelinin daha yüksek taşıma katsayıları (C_L) üretmesine rağmen, M2 modelinin her iki Reynolds sayısında da önemli ölçüde düşük sürüklenme katsayılarına (C_D) sahip olduğunu ve bu nedenle daha etkili bir aerodinamik performans sergilediğini göstermektedir. Ayrıca, artan Reynolds sayısıyla birlikte sinüzoidal modifikasyonların etkinliğinin azaldığı gözlemlenmiştir. C_L/C_D oranının hücum açısı ile değişimi ve polar diyagram analizleri, M2 konfigürasyonunun özellikle düşük hücum açılarında optimal taşıma-sürüklenme oranları ulaştığını ve yalın modele kıyasla daha etkili aerodinamik verimlilik sunduğunu ortaya koymuştur. Bu sonuçlar, düşük Reynolds sayılı uygulamalarda doğadan esinlenen pasif akış kontrol mekanizmalarının İHA kanat tasarımı optimizasyonunda potansiyel faydalar sağlayabileceğini göstermektedir.
Anahtar Kelimeler: Çift delta kanat, Aerodinamik performans, Pasif akış kontrolü

AERODYNAMIC PERFORMANCE ANALYSIS OF A BIO-INSPIRED DOUBLE-DELTA WING WITH 76/40 SWEEP ANGLES

Abstract: The development of wing designs for Unmanned Aerial Vehicles (UAVs) inspired by nature is a widely encountered approach. In this study, the aerodynamic performance of a double-delta wing design inspired by the pectoral fins of humpback whales (Megaptera novaeangliae) is investigated. Within the scope of the study, force measurements of sinusoidal wave modifications applied to a double-delta wing configuration with sweep angles of Λ = 76º/40º were experimentally analyzed. Wind tunnel experiments were conducted at two different Reynolds numbers (Re = 5×10^4 ve 10×10^4), based on the chord length (c). Two sinusoidally modified configurations, M1 (λ = 22.5%c) and M2 (λ = 32.5%c), both same amplitude (A = 2.5%c), were compared to the baseline double-delta wing model (M0). The results indicate that although the M1 model generates higher lift coefficients (C_L), the M2 model exhibits significantly lower drag coefficients (C_D) at both Reynolds numbers, thereby demonstrating more effective aerodynamic performance. Additionally, it was observed that the effectiveness of the sinusoidal modifications decreases with increasing Reynolds number. The variation of the C_L/C_D ratio with angle of attack and polar diagram analyses revealed that the M2 configuration achieves optimal lift-to-drag ratios particularly at low angles of attack, offering more effective aerodynamic efficiency compared to the baseline model. These findings suggest that bio-inspired passive flow control mechanisms can provide potential benefits in optimizing UAV wing designs in low Reynolds number applications.
Keywords: Double-delta wing, Aerodynamic performance, Passive flow control

GİRİŞ

Havacılık sektöründe özellikle günümüzde İnsansız Hava Araçları (İHA) için doğadan esinlenen kanat tasarımları havacılık uygulamalarında önemli bir ilgi odağı haline gelmiş olup, araştırmacılar aerodinamik performansı ve akış kontrolünü geliştirmek amacıyla suda ve havada yaşayan canlılara dayalı morfolojik modifikasyonları giderek daha fazla incelemektedir (Harvey et al., 2022). Doğadan esinlenerek yapılan kanat tasarımları uçakların tarihinden öncesine dayanmaktadır. von Karman (2004) tarafından belirtildiği üzere 19.yy başlarında bir alabalık ile benzeşim kurularak oluşturulmuş, günümüzdeki modern düşük sürüklenme oranlı NACA kanatlarına benzer bir yapının tasarlandığı not düşülmüştür. Othman vd. (2023) tarafından yapılan derleme çalışmasında ise havada ve suda yaşayan canlılardan mimik yapılarak akış kontrol mekanizmaları detaylı olarak ortaya çıkarılmıştır. Genellikle sistem sınır şartlarında enerji gerektirmeyen başka bir deyişle kanat yapısında morfolojik değişiklikler ile pasif akış kontrol yöntemlerine odaklandıkları mekanizmalar yaygın olarak karşımıza çıkmaktadır.

Aerodinamik kanat performans çalışmalarına genel olarak baktığımızda bir çok tasarım görebiliriz; ancak doğadan esinlenilmiş tasarımların yaygınlaşmasının en önemli nedeni çevre şartlarına adapte olma noktasında başarılı olmalarıdır. Kanat profillerin ana geometrik yapısı doğrudan biyo-mimetri yöntemi ile tasarlanabileceği gibi kanat profili üzerinde yapılabilecek morfolojik yapısal değişiklikler ile akış yapısının aerodinamik performansını artırmasına yardımcı olması beklenmektedir. Bu kapsamda kanat profili üzerinde tırtıklı yada çıkıntılı eklemeler yapılmaktadır. Başka çalışmalarda da yaygın olarak balinalardan esinlenilen tüberkül (yumru şeklinde tümsek) yada baykuş kanatlarındaki tüyler gibi tırtıklı çıkıntılar kanatlar üzerindeki değişiklikler olarak karşımıza çıkmaktadır (Feng and Wang, 2020).

Bu çalışmada, çift delta kanat tasarımı kambur balinaların (Megaptera novaeangliae) pektoral yüzgeçlerinden esinlenilerek tasarlanmıştır. Balinalara özgü bu sinüzoidal yapı ile başka kanat profilleri uygulamalarında da karşılaşılmaktadır. Özellikle sinüzoidal dalga şeklinde olan bu tür modifikasyonların rüzgar türbini uygulamalarında performans artışı sağladığı tespit edilmiştir (Feng and Wang, 2020; Roy et al., 2023).

Delta kanatların yapısal ve aerodinamik açıdan avantajlı olmaları, özellikle yüksek süpürme açısına (Λ) sahip narin tip delta kanatların yüksek hücum açılarına (α) ulaşabilmeleri gibi sebepler nedeni ile ikinci dünya savaşı sonrası bu tip kanatların kullanımı artmış hatta günümüzde uzay ve havacılık teknolojilerinde de sıklıkla kullanılmaya başlamıştır. (Goruney and Rockwell, 2009) 50°'deki düşük süpürme açılı delta kanat üzerinde değişken genlik ve dalga boyuna sahip sinüzoidal ön kenarların yüzeye yakın akış yapısını ve topolojisini, Reynolds sayısı 15.000'de parçacık görüntü hız ölçümü tekniği ile araştırmışlardır. Kritik noktaların belirlenmesi, yüzeye dik girdaplılık ve hız ile birlikte değerlendirilerek belirli bir ön kenarın etkinliği tespit edilmiştir. Yüksek hücum açısında, düz ön kenarlı kanattan büyük ölçekli üç boyutlu ayrılmanın meydana geldiği durumda, kanat veter uzunluğunun %0,5'i kadar küçük bir ön kenar çıkıntı genliği bile, yüzeye yakın akış topolojisini önemli ölçüde değiştirebilmektedir. Genlik veter uzunluğunun %2'sine ulaştığında, büyük ölçekli üç boyutlu ayrılmanın negatif girdap odağını tamamen ortadan kaldırarak pozitif odağı oluşturmak mümkün olmaktadır. Ayrıca, sinüzoidal ön kenarın dalga boyu/genlik oranı küçük değerde tutulduğunda yüzeye yakın topoloji değişimi en etkili olmaktadır. Bu çalışma, pasif akış kontrol tekniği olarak sinüzoidal ön kenar geometrisinin akış ayrılmasını önleme ve yüzeye yakın akış yapısını manipüle etme potansiyelini ortaya koymuştur. Delta kanatlar ile ilgili başka bir çalışmada, (Chen and Wang, 2014) yaptıkları deneysel çalışmada 52° süpürme açısına sahip bir delta kanat üzerinde sinüzoidal ön kenarlara sahip yapıların girdap yapılarına etkisini incelemişlerdir. Bu çalışmada, sinüzoidal ön kenarların referans delta kanatlara kıyasla akış topolojisini temelden değiştirdiğini, geleneksel ikili ön kenar girdabı (LEV) yapısı yerine çoklu ön kenar girdapları oluşturarak akış topolojisini temel düzeyde değiştirdiğini ortaya koymuştur. Sinüzoidal geometrinin tepelerinden kaynaklanan bu çoklu kenar girdaplarının, karşılaştırılabilir girdap büyüklüklerini korurken birincil girdabı etkili bir şekilde segmentlere ayırdığını göstermiştir. Bu girdap manipülasyon mekanizması, ön kenar girdablarının oluştuğu bölgede lokal süpürme açısını artırarak tutunma kaybı açısının (stol) başlangıcını geciktirmekte ve böylece kanadın yüksek hücum açılarındaki performansını iyileştirmektedir.

Literatürde delta kanatlar için yapılan sinüzoidal hücum kenarı tasarımı çok sınırlı kalmakla birlikte, Aftab vd. (2016) tarafından yapılan bir derleme çalışmasında sadece kambur balinadan esinlenerek tasarlanan delta kanatların çok fazla çalışılmadığı ve hatta çift delta kanat profillerinin olmadığını görebiliriz. Bu derleme çalışmada, sinüzoidal (tüberkül) formda hücum kenarı tasarımı NACA kanat profilleri için farklı farklı çalışmalara atıf yapılmıştır, ama görülmektedir ki, delta kanat da dahil olmak üzere çift delta kanat profillerin sinüzoidal varyasyonları literatürde bir eksiklik olarak gözükmektedir. Ek olarak, bu derleme çalışmasındaki bir diğer önemli husus ise sinüzodial şeklin genliği ve dalga boyu seçilirken kanat profiline doğrudan bağlı olduğu için bir genelleme yapılamayacağı, bu sebeple de aynı kanat profilleri için de literatürde farklı çalışmaların olduğu ortaya koyulmuştur.

Woodiga ve Liu (2009) yaptıkları deneysel çalışmada, çeşitli delta kanat yapıları için kanat yüzey sürtünmesini incelemek amacı ile farklı uçuş durumların için araştırma yapmışlardır. 15º derecenin üzerinde hücum açısına (α) sahip yüksek eğimli tutunma çizgisi olan 76º/40º süpürme açılı (Λ), bir çift delta kanadın birleşme yeri

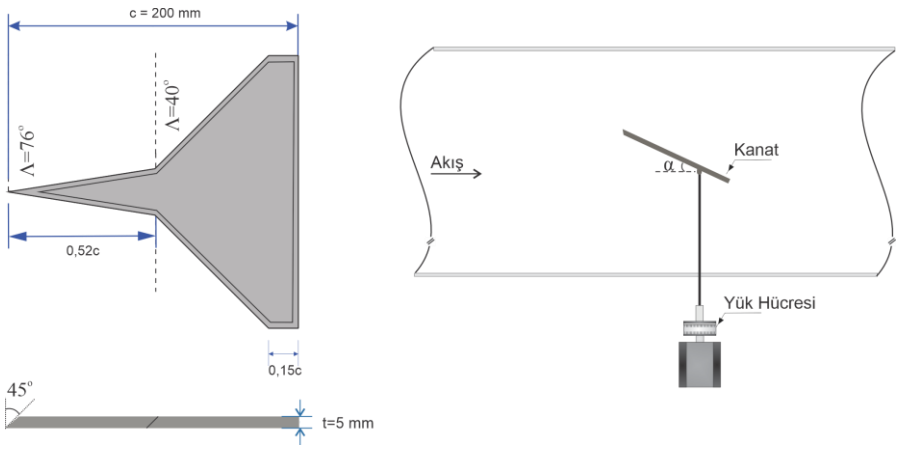
çevresinde spiral girdapların oluştuğu belirlenmiş ancak elmas ve parabolik kuşaklı delta kanatlar üzerindeki akış yapısı incelendiği zaman ise oldukça düz tutunma çizgisinin oluştuğu belirlenmiştir. Kanat birleşme yeri çevresinde ise akış yapısını etkileyen önemli bir kanat uç girdabı oluşmadığı da not düşülmüştür. Çift delta kanatlar üzerinde oluşan akış yapıları, kanada hücum açısı (α) verilmesi ile birlikte birbirlerinden farklılıklar göstermektedir. Uç kanat ve ana kanattan oluşan sarmal girdapların girdap çökme yerleri değişmekte hücum açısının artmasına bağlı olarak girdap çökme mesafeleri ve girdapların birbirleri ile olan etkileşim mekanizmaları değişmektedir. Uç kanat ve ana kanat olarak iki aşamalı düşünebileceğimiz çift delta kanat profilindeki girdapların gelişimi ve kararlılığı kanat üstünde önemli bir etkiye sahiptir. Deneysel çalışmalar ve uçuş testleri, taşıma kuvvetinin artırılması ve sürükleme kuvvetinin azaltılmasının ancak kanat üzerinde oluşan girdapların kontrol edilmesi ile sağlanabileceğini göstermektedir. 76º/40º çift delta kanat profili farklı Reynolds sayıları için akış yapısı ve taşıma ve sürüklenme katsayıları ile basınç değişim katsayıları literatürde çalışılmıştır (Ericsson, 1999; Sun et al., 2013; Thu et al., 2012a; Verhaagen et al., 1995; Verhaagen, 2002; Woodiga and Liu, 2009).

Bu çalışma kapsamında, uç kanat süpürme açısı Λ=76º ve ana kanat süpürme açısı Λ=40º olan çift delta kanatlar için pasif akış kontrol yöntemi olarak sinüzoidal kontrol kenarı uygulaması ana kanat üzerinde yapılacaktır. Bu çalışma, veter uzunluğuna (c) göre Reynolds sayısının, Re= 5×10^4 ve 10×10^4 değerleri için gerçekleştirilmiştir. Bu amaç doğrultusunda veter uzunluğu (c) referans alınarak; aynı genlikte (A=%2,5c) olan iki farklı dalga boyuna sahip M1 (λ=%22,5c) ve M2 (λ=%32,5c) modifikasyonları için aerodinamik katsayılar elde edilecektir. Elde edilen bu bulgular, yalın 76º/40º çift delta kanat modeli (M0) ile kıyaslanarak aerodinamik performanslar ortaya çıkarılacaktır.

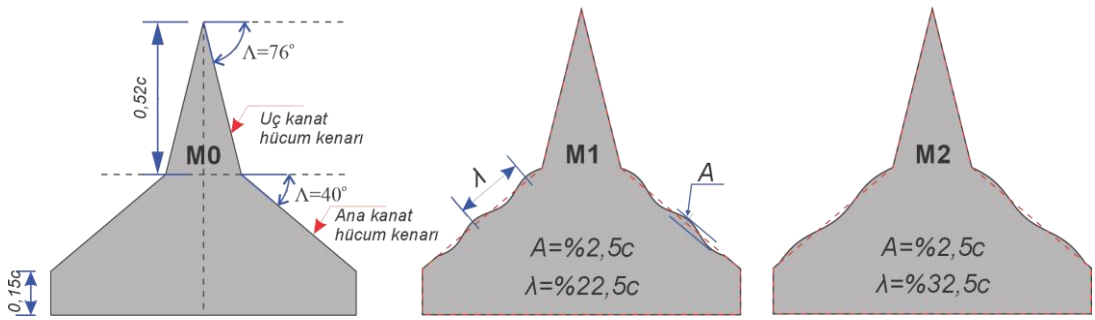
YÖNTEM

Bu çalışma kapsamında kuvvet ölçüm deneyleri Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi Havacılık ve Uzay Mühendisliği Bölümü Aerodinamik laboratuvarında kurulu bulunan 9:1 daralma oranına ve 60 cm × 60 cm test bölgesi kesit alanına sahip açık çevrim emme tipli rüzgar tünelinde gerçekleştirilmiştir. Rüzgar tüneli test bölgesi uzunluğu 150 cm ve akış hızı, frekans kontrollü sürücü yardımı ile ayarlanabilmektedir. Test bölgesinde akış hızı pitot tüpü ile belirlenmekte ve rüzgar tüneli 3 ile 20 m/s hız aralığında çalışabilmektedir.

Deneylerde kanat modeli rüzgar tüneline dikey eksende pozisyonlama sistemi yardımı ile konumlandırılmaktadır. Şekil 1'de 76º/40º yalın kanadının ölçüleri ve 45º pah kırılmış hali ile kanat profilinin rüzgar tüneline konumlandırılması sunulmuştur. Şekil 2'de ise deneylerde kullanılan yalın (M0) kanat ve sinüzoidal formdaki (y=Asin(λx)) M1 ve M2 modifikasyonları genlik (A) ve dalga boyu (λ) değerleri kanat üzerinde gösterilmiştir.



Şekil 1. Kanat model ölçüleri ve deney düzeneğinin şematik gösterimi



Şekil 2. Yalın 76º/40º kanat ve kambur balinadan esinlenerek tasarlanan 2 farklı sinüzoidal şeklinde çift delta kanat modelleri

Kuvvet ölçüm deneyleri veter uzunluğuna (c) göre Reynolds (Re =$\rho U_\infty c/\mu$) sayısının, 5×10^4 ve 10×10^4 değerlerinde ve hücum açısının, $\alpha = 0° – 45°$ aralığında 3° artırım ile gerçekleştirilmiştir. Deneylerde kuvvet ölçümleri için 1000 Hz'de toplam 30000 veri alınmıştır. Kuvvet ölçümlerinden elde edilen değerler kullanılarak Eşitlik 1 ve 2 yardımıyla sırası ile boyutsuz taşıma katsayısı (C_L) ve sürüklenme katsayısı (C_D) hesaplanmıştır.

$$C_L = \frac{F_L}{0.5\rho {U_\infty}^2 S} \quad (1)$$

$$C_D = \frac{F_D}{0.5\rho {U_\infty}^2 S} \quad (2)$$

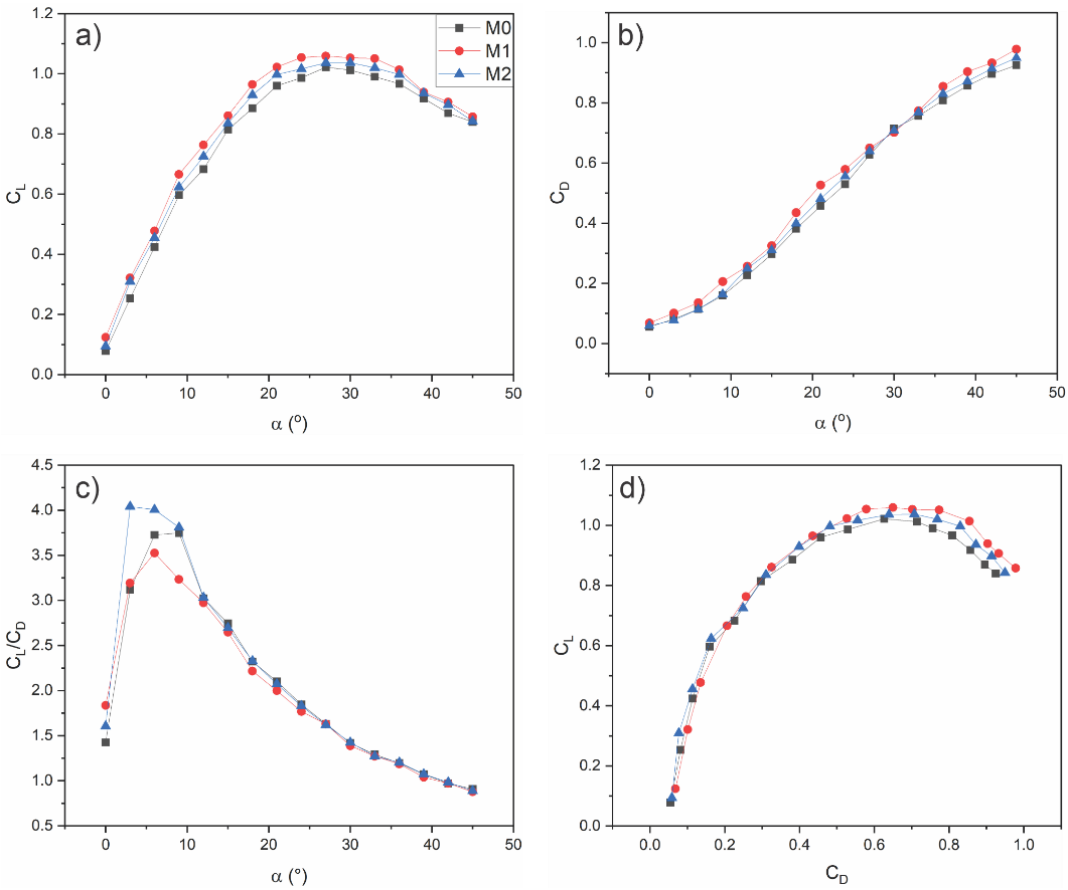
Denklemlerde, F_L taşıma kuvvetini, F_D sürüklenme kuvvetini, ρ akışkan yoğunluğunu, U_∞ serbest akım hızını ve S kanat üst bakış alanını temsil etmektedir.

Çift delta kanat aerodinamik performansı kuvvet ölçüm deneylerinden elde edilen taşıma katsayısı (C_L), sürüklenme katsayısı (C_D) ve taşıma/sürüklenme oranlarının (C_L/C_D) hücum açısı ile değişimi ve taşıma-sürüklenme polar değişim grafikleri ile ayrı ayrı irdelenmiştir.

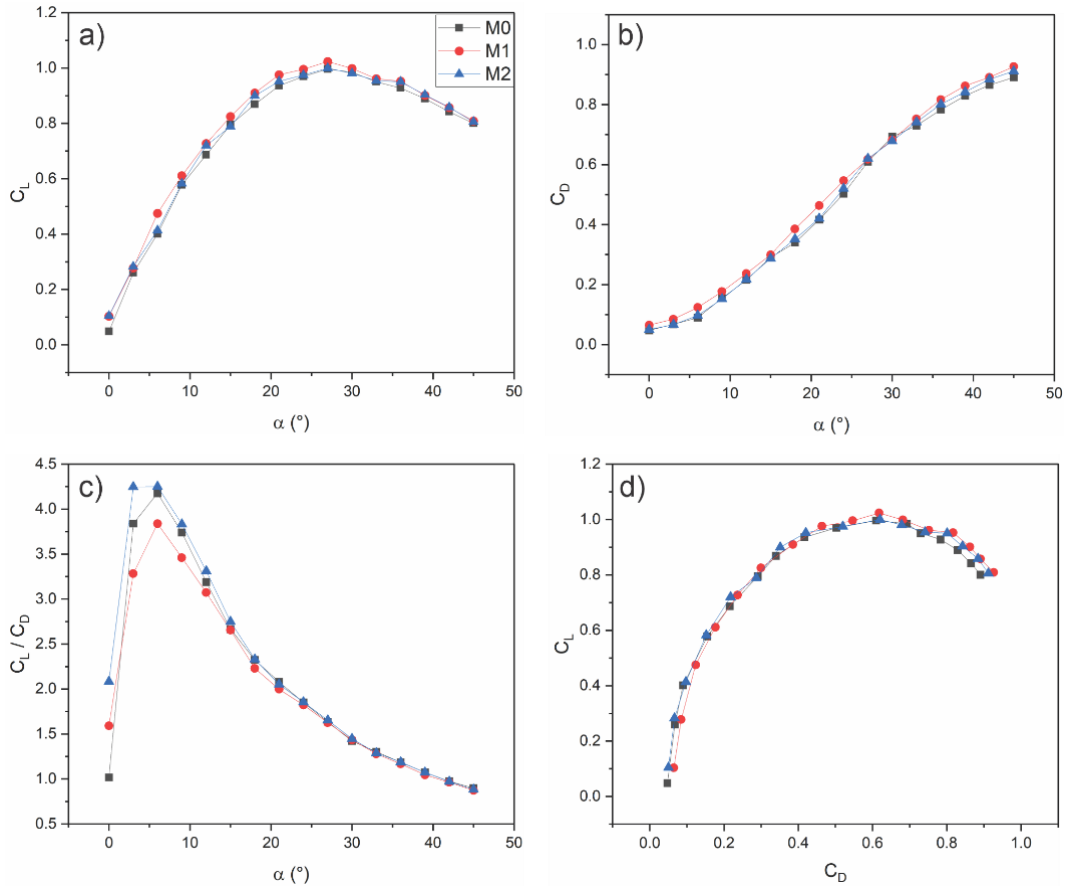
BULGULAR VE TARTIŞMA

Şekil 3'de Re= 5×10^4 için A=%2,5c genlik değerinde iki farklı dalga boyuna sahip M1 (λ=%22,5c) ve M2 (λ=%32,5c) kanat modellerinin taşıma katsayısı (C_L), sürüklenme katsayısı (C_D) ve taşıma/sürüklenme oranlarının (C_L/C_D) hücum açısı (α) ile değişimi ve taşıma-sürüklenme polar değişim grafikleri sunulmuştur. Hücum açısının α=0° değerinde bütün kanat profillerinin taşıma ürettiği gözlemlenmiştir. Artan hücum açısı ile taşıma katsayısı arttığı, bununla birlikte M1 ve M2 kanat profillerinin yalın çift delta kanat profiline (M0) kıyasla daha yüksek taşıma katsayısı değerlerine sahip olduğu gözlemlenmiştir. Stol (tutunma kaybı) açısı tüm modeller için 27º olduğu gözlemlenmiştir. Ancak, sinüzoidal dalga formlarına sahip kanat profillerinin sadece tutunma kaybı açısı öncesi hücum açılarında değil aynı zamanda tutunma kaybı açısı sonrasında da etkin olduğu gözlemlenmiştir. Yalın çift delta kanat profili ile kıyaslandığında M1 ve M2 kanat profillerinin tutunma kaybı açısı sonrasında daha yüksek taşıma katsayısı değerleri aldığı gözlemlenmiştir (Şekil 3a). Diğer taraftan sürüklenme katsayısının (C_D) hücum açısı ile değişimi grafiklerinden elde edilen bulgular sinüzoidal dalga formlarının sadece taşıma katsayısını değil aynı zamanda C_D değerinde de artışa neden olduğunu göstermektedir. Özellikle M1 kanat profili diğer kanat profillerine kıyasla daha yüksek sürüklenme katsayısı oluşumuna neden olduğu gözlemlenmiştir. Diğer taraftan M2 kanat modeli için elde edilen sürüklenme katsayısının hücum açısı ile değişimi yalın çift delta kanat modeli sonuçlarına çok yakın bir değişim gösterdiği elde edilmiştir (Şekil 3b). Taşıma katsayısının sürüklenme katsayısına oranının hücum açısı ile değişimi grafiklerinden elde edilen bulgular özellikle düşük hücum açılarında M2 kanat profilinin daha yüksek değerler aldığı ve maksimum C_L/C_D oranının 4,04 değerine kadar ulaştığı gözlemlenmiştir. Bununla birlikte artan hücum açılarında bütün kanat profillerinin C_L/C_D oranı değerlerinin birbirine yaklaştığı gözlemlenmiştir (Şekil 3c). Ayrıca C_L ve C_D birbiri ile kıyasını gösteren polar grafikte, M2 modelinin eğrisi, M0'a göre biraz sola ve yukarı doğru bir kayma göstererek daha yüksek taşıma kabiliyetine işaret etmektedir (Şekil 3d).

Şekil 4'de Re = 10×10^4 değerinde M0, M1 ve M2 kanat profilleri için taşıma katsayısı (C_L), sürüklenme katsayısı (C_D) ve taşıma/sürüklenme oranlarının (C_L/C_D) hücum açısı ile değişimi ve taşıma-sürüklenme polar değişim grafikleri sunulmuştur. Şekil 4a'da sunulan taşıma katsayısının hücum açısı ile değişimi grafiğinden elde edilen veriler artan Reynolds sayısı ile M2 modelinin maksimum taşıma katsayısında artış oluşmasına rağmen taşıma katsayısının hücum açısı ile değişim eğrisinin Re=5×10^4 için elde edilen verilere yakın olduğunu göstermiştir. Ayrıca artan Reynolds sayısı ile birlikte sinüzoidal formun taşıma katsayısı üzerinden de etkisinin azaldığını söyleyebiliriz. Benzer şekilde, tutunma kaybı açısı 27º olarak gözlemlenmiştir. Şekil 4b'de sunulan sürüklenme katsayısının hücum açısı ile değişim grafiği M2 modelinin C_D değerleri, özellikle düşük hücum açılarında M0 ve özellikle M1'e kıyasla daha düşük değerler aldığı gözlemlenmiştir. M1 modeli ise test edilen bütün hücum açılarında M0 ve M2 modeline kıyasla sürüklenme katsayısının daha yüksek değerler aldığı gözlemlenmiştir. Bundan dolayı, Şekil 4c'de sunulan C_L/C_D oranı değişim grafiği irdelendiğinde M2 modelinin özellikle düşük hücum açılarında daha düşük sürüklenme katsayısı üretmesinin sonucu olarak diğer kanatlara kıyasla daha yüksek C_L/C_D oranı değerlerine ulaştığı gözlemlenmiştir. Ayrıca M2 modeli için tutunma kaybı sonrası hücum açılarında sürüklenme oranında artış olmasına rağmen daha iyi bir performans göstermektedir ve bu model için maksimum C_L/C_D oranı 4.25 olarak elde edilmiştir. Diğer taraftan Şekil 4d'de sunulan C_L ve C_D polar grafiğinde M2 modeli daha düşük sürüklenme ile daha fazla taşıma verebileceğini göstermiştir.



Şekil 3. Re=5×10^4 için M1 ve M2 modellerinin M0 (yalın) model ile karşılaştırılması



Şekil 4. Re=10×10^4 için M1 ve M2 modellerinin M0 (yalın) model ile karşılaştırılması

Sonuç olarak, M2 modelinin C_L katsayısı M1 modelinden daha düşük değerler verdiği yerler olmakla birlikte; M1 modelinde kıyasla fazla olan C_D katsayısı özellikle Reynolds sayısının artmasıyla M2 modelinin C_L/C_D ve polar grafiklere de yansıdığı gibi aerodinamik performansı daha iyi olmuştur. Böylelikle, bu genlik oranındaki kanatların kıyasında M2 modifikasyonu stol öncesi veya sonrası daha olumlu sonuçlar vermekte olduğu sonucuna varılmıştır. Ayrıca, M2 modelinde sürüklenme daha az olmasından dolayı M0 modeline göre C_L/C_D oranında maksimum %7,7 bir artış ve C_L katsayısında %2,1 bir artış sağlanmıştır. Özellikle, stol öncesinde sinüzoidal dalga profilinin kanat aerodinamiği üzerinden daha etkin olduğu gözlemlenmiştir. Bu durum çift delta kanat üzerinde oluşan ana girdapların düşük hücum açılarında etkin olduğu ve sinüzoidal dalga formundan etkilenmesinin sonucudur. Çift delta kanatlarda artan hücum açısı ile uç kanat girdapları kanat üzerinden çökmesi ve ana kanat girdaplarının etkinliğinin azalması (Durhasan and Karasu, 2019; Hebbar et al., 2000; Thu et al., 2012b) sonucunu olarak sinüzoidal dalga formunun etkisi yüksek hücum açılarında azalmaktadır.

SONUÇ

Bu çalışma kapsamında, kambur balinaların (Megaptera novaeangliae) pektoral yüzgeçlerinden esinlenilerek tasarlanan çift delta kanat geometrisinin aerodinamik performans katsayıları incelenmiştir. Balinalara özgü bu sinüzoidal yapı ($y=A\sin(\lambda x)$), uç kanat süpürme açısı $\Lambda=76^o$ ve ana kanat süpürme açısı $\Lambda=40^o$ olan çift delta kanatlar üzerine pasif akış kontrol yöntemi olarak uygulanmıştır. Bu çalışma, veter uzunluğuna (c) göre tanımlanan Reynolds sayısının, $Re= 5\times10^4$ ve 10×10^4 değerleri için gerçekleştirilmiştir. Bu doğrultuda, veter uzunluğu (c) referans alınarak; aynı genliğe (A=%2,5c) sahip ancak farklı dalga boylarıyla tanımlanan M1 (λ=%22,5c) ve M2 (λ=%32,5c) modifikasyonları için aerodinamik performansı, yalın $76^o/40^o$ çift delta kanat (M0) modeli ile karşılaştırılmıştır.

Rüzgar tünelinde elde edilen kuvvet ölçümleri sonucunda, M1 modeli daha yüksek taşıma katsayısı (C_L) üretmesine rağmen, M2 modeli daha düşük sürüklenme katsayısına (C_D) sahip olduğu için her iki Reynolds sayısı için de daha iyi aerodinamik performans sergilemektedir. Artan Reynolds sayısı ile birlikte sinüzoidal yapının etkisinin azaldığı gözlemlenmiştir. Ayrıca, düşük hücum açılarında M2 modelinin C_L/C_D oranının hücum açısı ile değişimi, C_L – C_D polar diyagram analizine göre değerlendirilmiş ve özellikle düşük hücum açılarında M2 modelinin daha etkili bir performans sergilediği ortaya konmuştur.

SEMBOLLER

c	veter uzunluk [m]
Λ	süpürme açısı [^{o}]
α	hücum açısı [^{o}]
ρ	yoğunluk [kg/m^3]
μ	viskozite [Pa·s]
U_∞	serbest akış hızı [m/s]
F_L	taşıma kuvveti [N]
F_D	sürüklenme kuvveti [N]
S	yüzey alanı [m^2]
A	genlik [m]
λ	dalga boyu [m]
y	sinüzoidal form [$=A\sin(\lambda x)$]
Re	Reynolds sayısı [$=\rho U_\infty c/\mu$]
C_L	taşıma katsayısı [$=F_L/0.5\rho U_\infty^2 S$]
C_D	sürüklenme katsayısı [$=F_D/0.5\rho U_\infty^2 S$]

TEŞEKKÜR

Bu çalışma, Türkiye Bilimsel ve Teknolojik Araştırma Kurumu (TÜBİTAK) tarafından 2218 BİDEB Yurt İçi Doktora Sonrası Araştırma Burs Programı kapsamında, 124C150 numaralı proje ile desteklenmiştir.

KAYNAKLAR

Aftab, S.M.A., Razak, N.A., Mohd Rafie, A.S., Ahmad, K.A., 2016. Mimicking the humpback whale: An aerodynamic perspective. Prog. Aerosp. Sci. 84, 48–69. https://doi.org/10.1016/j.paerosci.2016.03.002

Chen, H., Wang, J.-J., 2014. Vortex structures for flow over a delta wing with sinusoidal leading edge. Exp. Fluids 55, 1761. https://doi.org/10.1007/s00348-014-1761-1

Durhasan, T., Karasu, İ., 2019. Dye visualization over double delta wing with various kink angles. J. Vis. 22, 669–681. https://doi.org/10.1007/s12650-019-00562-9

Ericsson, L.E., 1999. Vortex Characteristics of Pitching Double-Delta Wings. J. Aircr. 36, 349–356. https://doi.org/10.2514/2.2464

Feng, L., Wang, J., 2020. Leading-Edge Tubercles on Swept and Delta Wing Configurations, in: New, D., Ng, B. (Eds.), Flow Control Through Bio-Inspired Leading-Edge Tubercles: Morphology, Aerodynamics, Hydrodynamics and Applications. Springer Nature, Switzerland, pp. 111–129.

Goruney, T., Rockwell, D., 2009. Flow past a delta wing with a sinusoidal leading edge: near-surface topology and flow structure. Exp. Fluids 47, 321–331. https://doi.org/10.1007/s00348-009-0666-x

Harvey, C., Gamble, L.L., Bolander, C.R., Hunsaker, D.F., Joo, J.J., Inman, D.J., 2022. A review of avian-inspired morphing for UAV flight control. Prog. Aerosp. Sci. 132, 100825. https://doi.org/10.1016/j.paerosci.2022.100825

Hebbar, S.K., Platzer, M.F., Fritzelas, A.E., 2000. Reynolds number effects on the vortical-flow structure generated by a double-delta wing. Exp. Fluids 28, 206–216. https://doi.org/10.1007/s003480050380

Othman, A.K., Zekry, D.A., Saro-Cortes, V., Lee, K.J. "Paul", Wissa, A.A., 2023. Aerial and aquatic biological and bioinspired flow control strategies. Commun. Eng. 2, 30. https://doi.org/10.1038/s44172-023-00077-0

Roy, S., Das, B., Biswas, A., 2023. A comprehensive review of the application of bio-inspired tubercles on the horizontal axis wind turbine blade. Int. J. Environ. Sci. Technol. 20, 4695–4722. https://doi.org/10.1007/s13762-021-03784-3

Sun, D., Li, Q., Zhang, H., 2013. Detached-eddy simulations on massively separated flows over a 76/40° double-delta wing. Aerosp. Sci. Technol. 30, 33–45. https://doi.org/10.1016/j.ast.2013.07.001

Thu, A.M., Byun, Y.H., Lee, J.-W., 2012a. Dye Visualization of the Vortical Flow Structure over a Double-Delta Wing. J. Aerosp. Eng. 25, 541–546. https://doi.org/10.1061/(ASCE)AS.1943-5525.0000195

Thu, A.M., Byun, Y.H., Lee, J.-W., 2012b. Dye Visualization of the Vortical Flow Structure over a Double-Delta Wing. J. Aerosp. Eng. 25, 541–546. https://doi.org/10.1061/(ASCE)AS.1943-5525.0000195

Verhaagen, N., Jenkins, L., Kern, S., Washburn, A., 1995. A study of the vortex flow over a 76/40-deg double-delta wing, in: 33rd Aerospace Sciences Meeting and Exhibit. Presented at the 33rd Aerospace Sciences Meeting and Exhibit, American Institute of Aeronautics and Astronautics, Reno,NV,U.S.A. https://doi.org/10.2514/6.1995-650

Verhaagen, N.G., 2002. Effects of Reynolds Number on Flow over 76/40-Degree Double-Delta Wings. J. Aircr. 39, 1045–1052. https://doi.org/10.2514/2.3033

von Karman, T., 2004. Aerodynamics: selected topics in the light of their historical development. Dover Publications, Mineola, New York.

Woodiga, S.A., Liu, T., 2009. Skin friction fields on delta wings. Exp. Fluids 47, 897–911. https://doi.org/10.1007/s00348-009-0686-6

EĞİK KARE SİLİNDİRİN ART İZİ KARAKTERİSTİKLERİ ÜZERİNDE AĞ YAPILILI ÖRTÜNÜN ETKİSİ

Ibrahim Mert HAKLIGOR*, Gokturk M. OZKAN*
*Çukurova Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü,
01330 Sarıçam, ADANA, imhakligor@cu.edu.tr, gmozkan@cu.edu.tr

Özet: Bu çalışmada, 15° eğik bir kare silindirin arkasındaki kararsız art izi yapılarının kontrolü, geçirgenliği β = 0.63 olan ağ yapılı örtü olarak bilinen pasif bir akış kontrol elemanı kullanılarak incelenmiştir. Eğik akışa maruz kalan kare silindirler, yapı destekleri, bacalar ve açık deniz platformları gibi mühendislik sistemlerinde yaygın olarak karşılaşılmaktadır. Bu tür koşullar altında art izindeki akış davranışını araştırmak amacıyla, kapalı çevrimli bir su kanalında Re = 14000'de yüksek çözünürlüklü PIV deneyleri gerçekleştirilmiştir. Örtü ile kaplanmış silindirin art izindeki akış özellikleri, eğik silindir durumu ile karşılaştırılarak değerlendirilmiştir. Sonuçlar, ağ yapılı örtü konfigürasyonunun $<TKE>$ ve $<u'v'>$ gibi türbülans istatistiklerinde önemli bir azalmaya yol açtığını ortaya koymuştur. Ayrıca, örtünün varlığı, girdap oluşum uzunluğu üzerinde olumlu bir etki yaratarak daha kararlı ve düzenli bir art izi gelişimine katkı sağlamıştır. Bulgular, bu yöntemin art izi bölgesindeki akışı kontrol etmek için etkili, basit ve uygulanabilir bir pasif strateji olabileceğini göstermektedir.
Anahtar Kelimler: Akış kontrolü, Ağ yapılı örtü, Kare silindir

EFFECT OF A SCREEN SHROUD ON THE WAKE CHARACTERISTICS OF AN INCLINED SQUARE CYLINDER

Abstract: In this study, the control of unsteady wake structures behind a 15° inclined square cylinder is investigated using a passive flow control element known as a screen shroud with a permeability of β = 0.63. Inclined flows over square cylinders are commonly encountered in engineering systems such as structural supports, chimneys, and offshore platforms. To investigate the wake behavior under such conditions, high-resolution PIV experiments were conducted in a closed-loop water channel at a Re= 14000. The wake characteristics of the shrouded cylinder were evaluated and compared with those of the bare inclined case. The results revealed that the screen shroud configuration led to a significant reduction in turbulence statistics such as $<TKE>$ and $<u'v'>$. Moreover, the presence of the shroud positively influenced the vortex formation length, contributing to a more stable and organized wake development. The findings suggest that this method could be an effective, simple, and applicable passive strategy for controlling the flow in the wake region.
Keywords: Flow control, Screen shroud, Square cylinder

INTRODUCTION

Structures with square or rectangular cross-sections are frequently used in engineering applications. Examples of such applications include bridge piers, towers, and chimneys. However, the flow does not always come perpendicularly to these structures. For example, the wind may blow from a different direction. As a result, the flow affects the structure at an angle, and the flow pattern differs from that of a perpendicular structure. In such conditions, the flow in the wake of a bluff body can become highly unsteady and complex, potentially leading to significant flow-induced vibrations, unwanted acoustic phenomena such as Aeolian tones, and long-term structural fatigue if left uncontrolled. The wake flow characteristics of square cross-section structures have been extensively investigated over the years (Sohankar et al, 1998; Dutta et al, 2003; Yoon et al, 2010), providing a comprehensive understanding of their flow behavior. However, research on effective control mechanisms to manage the wake instabilities induced by a flow with an angle of incidence remains limited. While passive control methods have been explored for circular cylinders (Kuo et al, 2007; Pinar et al, 2015 and Durhasan et al, 2019), there are currently insufficient studies in the literature on their use for inclined square cylinders. Due to their structural features, screen shrouds show great potential among passive control strategies for modifying flow structures and reducing wake instabilities. For this reason, studies are being carried out regarding the wake

region of the screen cylinder. (Hakligor et al., 2025). Ozkan (2012) study demonstrated that the presence of the permeable outer cylinder supress the formation of a coherent vortex street. PIV measurements further reveal that both the peak values of turbulent kinetic energy and Reynolds stresses are significantly reduced in its presence. These findings highlight the potential effectiveness of such techniques in suppressing undesirable wake behavior. Up to now, there has been no reported study focusing on the control of flow around inclined square cylinders using a screen shroud. Furthermore, the specific screen shroud configuration proposed in the present work has not been previously applied to square cylinders This research introduces a novel experimental setup incorporating a screen shroud with a permeability value of β = 0.63, which has been shown in earlier studies to be particularly effective in mitigating wake instabilities. The primary goal of this study is to suppress unsteady flow structures in the wake of an inclined square cylinder through the use of this passive control technique. Experimental investigations were carried out using high-resolution Particle Image Velocimetry (PIV) in a closed-loop water channel at a Reynolds number of 14000. The influence of the screen shroud on turbulence statistics and wake development is analyzed in detail. The findings aim to enhance the current understanding of passive flow control under inclined flow conditions and provide valuable insights for real-world engineering applications involving bluff-body flows.

EXPERIMENTAL SETUP

All experiments were carried out in a closed circuit water channel with dimensions of 8000 mm x 1000 mm x 750 mm located in the Fluid Mechanics Laboratory of Çukurova University. In this study, a square cylinder was utilized as the primary bluff body. The cylinder was inclined at 15 degrees relative to the direction of the flow. The diameter of the screen cloth was prepared to be equal to the diagonal length of the square cylinder. It is then placed concentrically around the cylinder. This is illustrated in Figure 1. The permeability of the screen, determined based on the method outlined by Özkan et al. (2012), was set to β = 0.63. This value has been previously demonstrated to effectively suppress instabilities in the wake region. All experiments were carried out at a Re of 14000, calculated using the edge length of the square cylinder as the characteristic length. During the tests, the water level in the channel was maintained at a height of 600 mm. Flow measurements was performed by aligning the laser sheet horizontally at the mid-depth of the channel, parallel to its bottom surface. Velocity data were collected using a PIV system."A pair of double-pulsed Nd:YAG lasers (λ = 532 nm, 200 mJ pulse energy) generated a thin, high-intensity light sheet to illuminate the field of view. A 12-bit cross-correlation CCD camera with a resolution of 2360 × 1776 pixels, equipped with a Nikon AF Micro 35 f/2.8 D lens, was used for image acquisition. The measurement region covered an area of 278.1 mm x 209.3 mm in the downstream wake. Velocity vector fields were calculated using 32 x 32 pixel interrogation windows with 50% overlap. Images were captured at 15 Hz, yielding instantaneous velocity fields with 16428 vectors on a 148 x 111 grid. Silver coated hollow glass spheres with a mean diameter of 10 µm were used as seeding particles. The images were initially processed using Davis software, where spurious vectors were removed using a local median filter and replaced via bilinear least-squares interpolation based on surrounding valid vectors. Further analysis was then conducted in MATLAB.

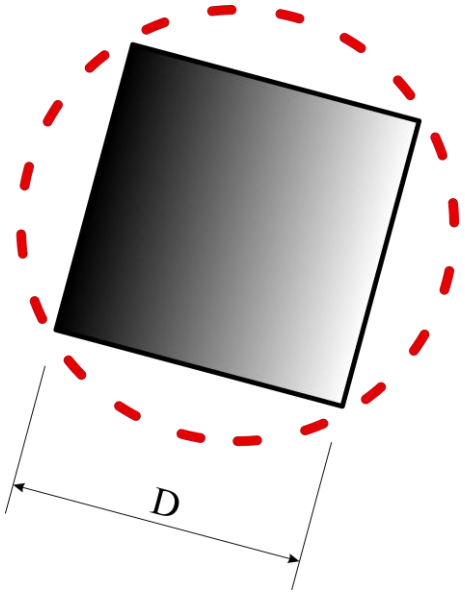


Figure 1. Illustration of a Square cylinder with a screen shroud

RESULTS

Figure 2 presents the spatial distribution of Reynolds shear stress ($\langle u'v' \rangle$) and turbulent kinetic energy ($\langle TKE \rangle$) for the inclined square cylinder and the shrouded configuration with a permeability of β = 0.63. In both cases, the contour intervals were set to 0.001. For the square inclined cylinder, the $\langle TKE \rangle$ contour reveals an immediate increase in $\langle TKE \rangle$ just downstream of the cylinder base. In contrast, in the shrouded configuration, the location of peak $\langle TKE \rangle$ is noticeably shifted further downstream. Although the overall $\langle TKE \rangle$ levels are reduced in large portions of the wake This spatial redistribution of $\langle TKE \rangle$ suggests that the screen shroud does not uniformly suppress $\langle TKE \rangle$, but rather modifies the development and structure of the wake. The observed delay in peak $\langle TKE \rangle$ locations still supports the conclusion that the shroud effectively postpones vortex formation and mitigates $\langle TKE \rangle$ generation in the near-wake region. The $\langle u'v' \rangle$ field for the bare cylinder reveals four primary clusters of $\langle u'v' \rangle$: two relatively small structures located close to the cylinder base and two larger ones emerging further downstream, corresponding to the vortex shedding region. An asymmetry is observed, as the lower near-wake cluster is located farther downstream compared to its upper counterpart. A similar asymmetric distribution is evident

in the <*TKE*> contours, where the dominant high-intensity region is shifted upward from the wake centerline. These asymmetric features are attributed to the 15° inclination of the cylinder. This behavior is consistent with previous studies on inclined bluff bodies. In the shrouded case, both <*TKE*> and <*u'v'*> fields exhibit a substantial reduction in magnitudes throughout the entire wake region. The intensity of fluctuating components is notably weakened, while the general wake structure is preserved. Overall, these observations confirm that the screen shroud functions as an effective passive flow control mechanism. It reduces <*TKE*> production near the body, delays the development of large-scale coherent structures, and promotes a more stable wake configuration.

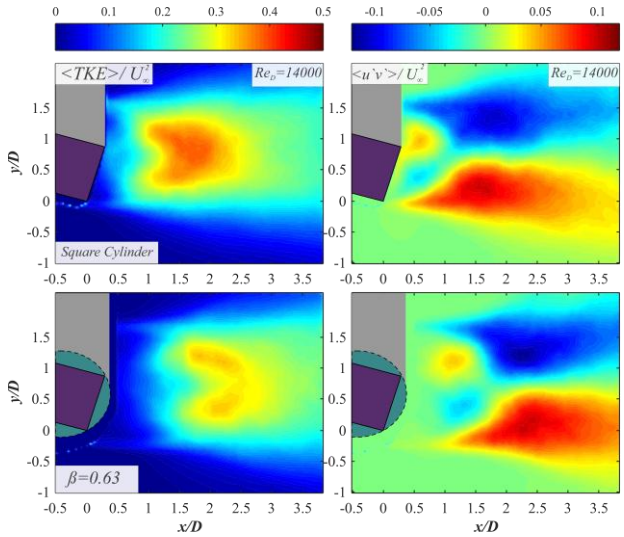


Figure 2. Time-averaged and normalized Reynolds shear stress and time-averaged and normalized turbulent kinetic energy.

To further evaluate the effect of the screen shroud on <*TKE*>, Figure 3 shows the evolution of the integrated and normalized turbulent kinetic energy ($TKE|_y$) for both the bare square cylinder and the shrouded configuration with β = 0.63. The x-axis extends from the cylinder base up to x/D = 3.592, encompassing both the near-wake and a portion of the developing wake region. This line-based analysis complements the two-dimensional contour plots in Figure 2 by offering a one-dimensional perspective on the distribution of turbulent kinetic energy along the flow direction. In the early wake region (x/D < 2.15), the bare cylinder exhibits considerably higher $TKE|_y$ values, which is indicative of stronger <*TKE*> generation caused by early shear-layer interactions. A critical point is observed at x/D = 2.15, where the two curves intersect. Beyond this location, the $TKE|_y$ values for the shrouded case become slightly higher; however, the difference remains negligible throughout the remaining streamwise domain. This behavior quantitatively supports the earlier interpretation that the screen shroud delays the onset of <*TKE*> production and the initiation of shear-layer interactions. Further downstream, the gradual breakdown of the wake following vortex formation leads to a mild increase in $TKE|y$, especially in the shrouded configuration. Nevertheless, the overall <*TKE*> intensity remains significantly lower compared to the bare case's near-wake region. These findings demonstrate that the screen shroud is effective in dampening <*TKE*> intensity immediately downstream of the cylinder, a critical aspect in passive flow control applications. The shift in peak $TKE|_y$ location and the postponed energy amplification align with the observed delay in vortex formation and the suppression of near-wake shear-layer instabilities. When considered alongside the spatial contour analysis in Figure 2, this quantitative result reinforces the shroud's capacity to stabilize the wake and redistribute <*TKE*> further downstream, thereby promoting a more orderly and less energetic wake structure.

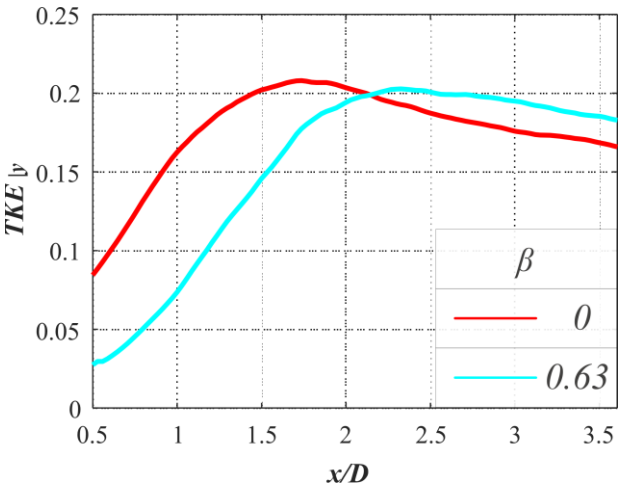


Figure 3. Integration of time-averaged and normalized turbulent kinetic energy in the y direction ($TKE|y$) for bare-square and shrouded cases.

Figure 4 contrasts the vortex formation length (L_f) for the bare inclined square cylinder and the shrouded configuration with a permeability of β = 0.63. This parameter serves as a key indicator of the wake's structural development and the efficacy of flow control strategies. For the bare inclined cylinder, the vortex formation length (L_f = 1.648) is defined as the streamwise distance from the cylinder base to the saddle point where the upper and lower shear layers begin to interact and initiate the vortex roll-up process. In the shrouded configuration, a significant delay is observed, with L_f extending to 2.266. This marked elongation clearly indicates a downstream shift in <*TKE*> generation and a suppression of early-stage shear-layer instabilities, signifying the shroud's effectiveness in passive flow control. The increase in L_f is attributed to the combined influence of momentum diffusion and partial blockage introduced by the permeable screen. These mechanisms weaken the velocity gradients in the near-wake region and postpone the interaction between the separated shear layers. Consequently, the wake transitions more gradually, consistent with earlier findings of reduced <*u'v'*> and <*TKE*> levels. Overall, these results reinforce the conclusion that the β = 0.63 screen shroud effectively alters the wake structure by moderating shear-layer interactions and delaying the onset of turbulence formation in the near-wake region.

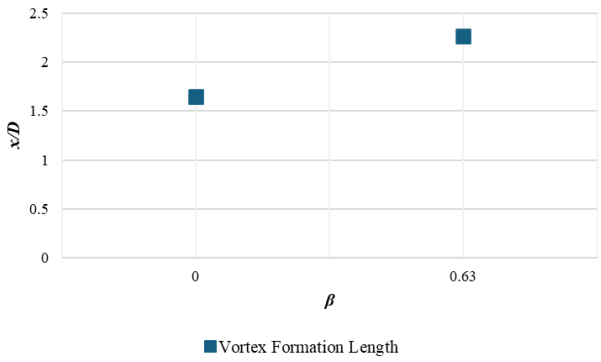


Figure 4. Change in vortex formation length and shear length for bare-square and shrouded cases.

CONCLUSION

This study aims to control the unstable wake region formed by a square cylinder commonly used in engineering applications. The flow control is achieved through the application of a passive flow control method (screen shroud) while the cylinder is positioned in an inclined orientation. PIV measurements conducted in a closed-loop water channel at a Reynolds number of 14000 revealed that the screen shroud significantly modified the near-wake flow characteristics. In most regions of the wake, the shrouded configuration exhibited reduced $<u'v'>$ and $<TKE>$ compared to the bare inclined cylinder. Additionally, the peak turbulent kinetic energy intensity was noticeably shifted downstream, indicating suppression of early vortex formation. This effect was further supported by the increase in vortex formation length from 1.648 in the bare case to 2.266 in the shrouded configuration, highlighting the screen's stabilizing influence and its role in delaying shear-layer interaction. Although the suppression of turbulent kinetic energy was not uniform across the wake, the redistribution of energy and the delayed onset of instabilities clearly demonstrate the effectiveness of the screen shroud as a passive control strategy.

SYMBOLS

D	Dimater [m]
Re	Reynolds number [=VρD/μ]
L_f	Vortex formation length
β	Permeability of the screen shroud

REFERENCES

Durhasan T., Pinar E., Ozkan G. M., Akilli H. and Sahin B., 2019, The effect of shroud on vortex shedding mechanism of cylinder, *Appl. Ocean Res.*, **84**, 51–61.

Dutta S., Muralidhar K. and Panigrahi P., 2003, Influence of the orientation of a square cylinder on the wake properties, *Exp. Fluids*, **34**, 16–23.

Hakligor I. M., Ozkan G. M. and Akilli H., 2025, Flow structures in the near wake of permeable circular cylinders in shallow water, *Eur. J. Mech. B Fluids*, **111**, 295–307.

Kuo C.-H., Chiou L.-C. and Chen C.-C., 2007, Wake flow pattern modified by small control cylinders at low Reynolds number, *J. Fluids Struct.*, **23**, 938–956.

Ozkan G. M., Oruc V., Akilli H. and Sahin B., 2012, Flow around a cylinder surrounded by a permeable cylinder in shallow water, *Exp. Fluids*, **53**, 1751–1763.

Pinar E., Ozkan G. M., Durhasan T., Aksoy M. M., Akilli H. and Sahin B., 2015, Flow structure around perforated cylinders in shallow water, *J. Fluids Struct.*, **55**, 52–63.

Sohankar A., Norberg C. and Davidson L., 1998, Low-Reynolds-number flow around a square cylinder at incidence: Study of blockage, onset of vortex shedding and outlet boundary condition, *Int. J. Numer. Methods Fluids*, **26**, 39–56.

Yoon D.-H., Yang K.-S. and Choi C.-B., 2010, Flow past a square cylinder with an angle of incidence, *Phys. Fluids*, **22**(4).

ULTRASONİK DALGALARLA DESTEKLENEN DALDIRMALI SOĞUTMA YÖNTEMİNİN BATARYA TERMAL YÖNETİMİNE ETKİSİ

Ramazan Çakır[1], Bayram Şahin[1], Zeynep Durmuş[1,2], Abdussamet Subaşı[1], Kasım Erdem[1]
[1] İstanbul Teknik Üniversitesi Makine Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 34437 Gümüşsuyu, İSTANBUL
[2] Uşak Üniversitesi Teknik Bilimler Meslek Yüksekokulu, Motorlu Araçlar ve Ulaştırma Teknolojileri Bölümü, 64000 Merkez, UŞAK
baysahin@itu.edu.tr, cakirr19@itu.edu.tr, zeynep.durmus@usak.edu.tr, kasim.erdem@itu.edu.tr, subasiab@itu.edu.tr

Özet: Bu çalışma batarya termal yönetiminde ultrasonik dalgaların etkisini ortaya koymak amacıyla daldırmalı soğutma yönteminin performansını sistematik olarak incelemiştir. Araştırmada, 18650 tipi silindirik lityum-iyon bataryalardan oluşan 3 seri 4 paralel yapıdaki modül kullanılmış ve soğutma ortamı olarak dielektrik akışkan Promosol tercih edilmiştir. Deneysel çalışmalar 1C, 2C ve 3C deşarj oranlarında hem doğal taşınım hem de zorlanmış taşınım koşulları altında gerçekleştirilmiş; batarya modülünün yüzey sıcaklık dağılımları, maksimum sıcaklık farkları ve ultrasonik manipülasyonun batarya yüzey sıcaklıklarına olan etkileri değerlendirilmiştir. Deneysel sonuçlar, hava soğutma yönteminin yüksek C oranlarında 57,5°C'yi aşan yüksek yüzey sıcaklıklarına yol açtığını, ultrasonik destekli daldırma soğutmasının ise 25°C'de sıcaklık artışını başarıyla sınırladığını göstermektedir. Özellikle, ultrasonik manipülasyon ile birleştirilen zorlanmış taşınım daldırma soğutma deneyleri, hava soğutmasına kıyasla sıcaklık artışında %56,5'nin üzerinde azalma sağlamıştır. Bu bulgular, ultrasonik dalganın konvektif ısı transferini ve sıcaklık homojenliğini artırdığını, batarya termal yönetimi için olumlu bir yaklaşım sunduğunu göstermektedir. Çalışma, temel bir araştırma niteliğinde olup batarya soğutma sistemlerinde ultrasonik manipülasyonun kullanımının avantajlarını ve sınırlamalarını belirlemeye yönelik ilerleyen çalışmalara temel teşkil edecektir.

Anahtar Kelimeler: Batarya termal yönetim, daldırmalı soğutma, doğal taşınım, ultrasonik, zorlanmış taşınım

THE EFFECT OF ULTRASONIC WAVE-ASSISTED IMMERSION COOLING METHOD ON BATTERY THERMAL MANAGEMENT

Abstract: This study systematically investigates the performance of the immersion cooling method to demonstrate the impact of ultrasonic waves on battery thermal management. Three series and four parallel modules consisting of 18650 type cylindrical lithium-ion batteries were used in the study, and the dielectric fluid Promosol was used as the cooling medium. Experimental analyses were carried out under both natural convection and forced convection conditions at 1C, 2C and 3C discharge rates; the surface temperature distributions of the battery module, maximum temperature differences and the effects of ultrasonic manipulation on the heat transfer coefficient were evaluated in detail. In addition, the role of factors such as bubble formation and dynamics changes and the reduction of the boundary layer effect on the heat transfer coefficient was investigated. Experimental results show that air cooling results in high surface temperatures exceeding 57.5°C at high C ratios, while ultrasonically assisted immersion cooling successfully limits the temperature increase to 25°C. In particular, forced convection immersion cooling experiments combined with ultrasonic manipulation resulted in a temperature reduction of over 56.5% compared to air cooling. These findings demonstrate that ultrasonic waves enhance convective heat transfer and temperature uniformity, offering a promising and scalable approach for battery thermal management. This work is fundamental and will serve as the basis for future studies to identify the advantages and limitations of ultrasonic manipulation in battery cooling systems.

Keywords: Battery thermal management, immersion cooling, natural convection, ultrasound, forced convection

GİRİŞ

Bir elektrikli aracın (EV) performansını belirleyen en önemli unsurlardan biri olan bataryalar, tam şarj süresi, kullanım menzili, batarya ömrü, ağırlığı, güvenliği gibi hususlar ile kullanıcıların önem verdiği en önemli bileşenlerden biridir. Batarya paketleri, önce tekli hücre bataryaların birbirlerine bağlanarak gruplar oluşturulur ve ardından gruplar birbirlerine bağlanarak modüller

birleştirilir ve modüllerin birbirlerine bağlanmasıyla oluşturulur (Pesaran, 2016).

EV'lerde yaygın olarak kullanılan lityum iyon bataryalar, yüksek enerji ve güç yoğunluğu, hafiflik, kendi kedine deşarj oranı, yüksek çevrim ömrü gibi avantajlara sahiptir (Tarascon ve Armand, 2001; Wu vd., 2019). Bu üstün özelliklerine rağmen sıcaklık ve voltajlarındaki farklılıklar batarya performansının daha hızlı düşmesine ve güvenlik sorunlarına yol açabilmektedir. Özellikle batarya şarj ve deşarj süreçlerinde ortaya çıkan kararsız sıcaklık artışları batarya bileşenlerin bozulmasına, performansına, batarya ömrüne ve güvenliğine önemli derecede etki etmekte, hatta patlamasına ve yanmasına neden olmaktadır (Lu vd., 2013; Shim vd., 2002; Zhang vd., 2003). Bu nedenle, tüm hücrelerde sıcaklığın güvenli çalışma sınırları içinde tutulması ve verimli bir soğutma çözümü için batarya termal yönetim sistemine (BTYS) ihtiyaç vardır. Batarya soğutma sistemleri ve çeşitli endüstriyel uygulamalarda ısı transferini iyileştirme yöntemleri aktif, pasif ve hibrit yöntemler olarak sınıflandırılmaktadır. Yüksek enerji yoğunluklu batarya konfigürasyonlarında termal performansı artırma ve aşırı ısınma risklerini azaltma potansiyelleri nedeniyle daldırma sıvı soğutma yöntemi tercih edilmektedir. Batarya hücrelerinin doğrudan dielektrik bir akışkana daldırılması, hücre yüzeyi ile soğutma ortamı arasındaki termal direnci önemli ölçüde azaltır ve ısı transfer performansının artmasını sağlar (M. Luo vd., 2022; Sundin ve Sponholtz, 2020). Bu yöntem, havaya kıyasla sıvıların daha yüksek termal iletkenliğinden yararlanır ve hücreler arasında sıcaklık homojenliğini artırır. Daldırma soğutma, çalışma sırasında, hücreler arasındaki sıcaklık farklarını 3°C'nin altında tutabilmekte ve batarya sisteminin genel performansını ve güvenliğini artırabilmektedir (Salter vd., 2024). Yine bir diğer çalışmada yüksek deşarj koşullarında hücreler arasında batarya sıcaklık farklarını 5°C'nin altında tutabileceğini, termal kaçak riskini etkili bir şekilde azaltabileceğini ve hücre performansını artırabileceği sonucuna varılmıştır (Dubey vd., 2021; Y. Li vd., 2022). Ayrıca, deneysel çalışmalar daldırma soğutmasının batarya paketlerinin maksimum çalışma sıcaklıklarını hava soğutma sistemlerine kıyasla %38'in üzerinde düşürebilmektedir (Bhattacharjee vd., 2020).

Zhou vd., 2025). Daldırma soğutmanın etkinliği, dielektrik akışkanların varlığıyla kolaylaştırılan havuz kaynaması ve çekirdek kaynaması gibi sıvı içerisinde gelişen kavitasyon ve lokal kaynama gibi ısı transferini artırıcı mekanizmalara da ilişkilendirilmektedir. Soğutma sıvısı ile batarya yüzeyi arasındaki yüksek yüzey alanı teması, gizli ısı transfer sayesinde ısının verimli bir şekilde atılmasını sağlar (B. Li vd., 2021). Ayrıca, daldırma soğutma sistemine entegre edilen faz değiştiren malzemelerinin sıcaklık dalgalanmalarını azalttığı ve bu durumun batarya çevrimi sırasında değişken güç taleplerine yanıt olarak daldırma soğutma teknolojilerinin uyarlanabilirliğini daha da belirginleştirdiği sonucuna varılmıştır (Fu vd., 2023; Zhao vd., 2023).

Ultrasonik dalgaların daldırma soğutma sistemlerine dahil edilmesi, termal yönetimi daha da geliştirme potansiyeline sahiptir. Soğutma sıvısındaki ultrasonik etki, mikro düzeyde türbülans oluşturarak ısı transfer katsayısını artırabilir ve sıvı ile batarya hücrelerindeki yüzeyler arasında daha iyi temas sağlayabilir (Im vd., 2023; Z. Luo vd., 2021). Bu yöntem, yüksek deşarj oranında sırasında batarya hücreleri arasındaki sıcaklıkların homojenleşmesine yardımcı olmakla kalmaz, aynı zamanda batarya ömrünü ve güvenliğini olumsuz etkileyebilecek yerel aşırı ısınma ve termal kaçakları asgariye indirir (X. Li vd., 2020).

Mühendislik uygulamalarında ultrasonik dalgalar, sistem verimliliğini artırmak için çeşitli şekillerde kullanılmaktadır. Yoğunlaştırıcı kimyasal reaksiyonlar, kurutma, kaynaklama ve temizleme gibi çeşitli uygulamalar bunlara örnek olarak verilebilir (Mason ve Lorimer, 1989). Farklı frekans aralıklarında, bir akışkan ortama ultrasonik dalgaların yayılmasının birçok fiziksel olaya neden olduğu, literatürde temizlemeden kimyasal proseslere kadar farklı uygulamalar ele alınarak ortaya konmuştur. Sıvılarda ultrasonik dalgaların yayılması, özellikle 20-100 kHz düşük frekans aralığında akustik kavitasyon, akustik akış ve termal etkiler dahil olmak üzere çeşitli fenomenlere neden olabilir (Dehbani vd., 2022). Bu fiziksel fenomenlerden akustik kavitasyon ve akustik akış ısı transferinin artırılması için büyük önem taşır. Akustik akış, akustik enerjinin ortamda dağılmasıyla oluşan momentum gradyanlarının sıvı hareketine yol açmaktadır (Lighthill, 1978). Akışkan tarafından kazanılan hız, katı sınırların yakınında konveksiyon ısı transfer katsayısını artırır. Akustik kavitasyon ise sıvılarda bir ultrasonik alanın etkisi altında önceden var olan mikro-kabarcıkların büyümesi ve çökmesidir (Ashokkumar, 2011). Bir katı-sıvı ara yüzünün yakınındaki bir kabarcık patlaması, termal direnci azaltarak ve mikrotürbülans yaratarak ısıl ve hız sınır katmanlarını bozar. Akustik dalganın ve yüzey geometrisinin özelliklerine göre ısı transfer katsayısının 25 kata kadar arttığı literatürde raporlanmıştır (Uhlenwinkel vd., 2000). Literatürde ultrasound'un ısı transferine etkileri üzerine sayısal ve teorik çalışmalar bulunmasına rağmen daldırılmış soğutma uygulamalarında akustik akım oluşturan ultrasonik dönüştürücülerin kullanıldığı deneysel çalışmalar oldukça sınırlı kalmıştır.

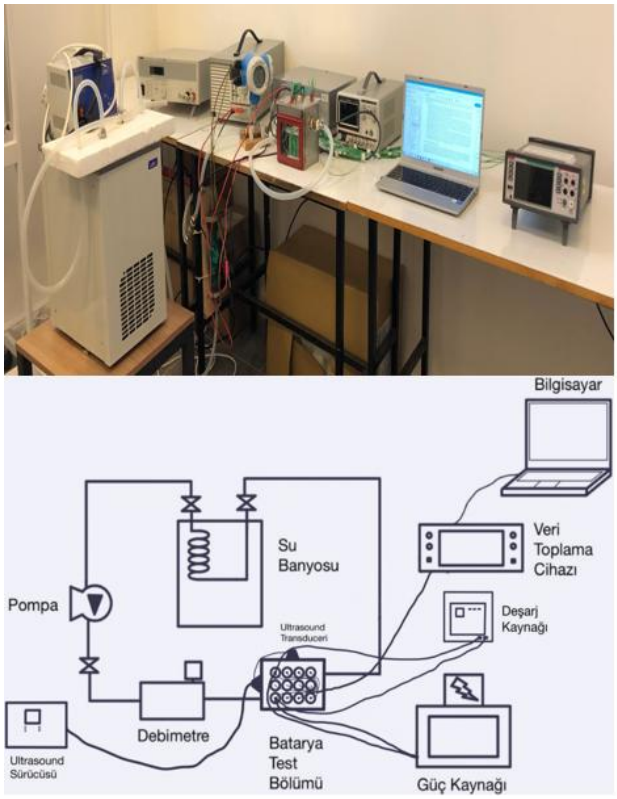
Bu çalışma kapsamında, konvansiyonel daldırma soğutma ısı transferi mekanizmalarına ilaveten akustik kuvvetlerin de potansiyel ısı transferini iyileştirici yönde toplu akışkan hareketi üretebileceğini düşünülmektedir. Ayrıca daldırma soğutma ultrasonik dalgalarla manipüle edilerek, sıvı soğutucuların yüksek ısı transfer kapasitelerinden yararlanırken aynı zamanda ultrasonik etkiler yoluyla soğutma verimliliklerini artırarak batarya termal yönetimi için yenilikçi hibrit bir yaklaşım sunmaktadır.

MATERYAL VE METOD

Ultrasonik destekli daldırma soğutma sisteminin deneysel kurulumu ve şematik gösterimi Şekil 1'de gösterilmektedir. Deney düzeneği ultrasonik transdüser montajlı test tankı, batarya karakterizasyon ünitesi,

akışkan soğutma ünitesi ve veri toplama sisteminden oluşmaktadır.

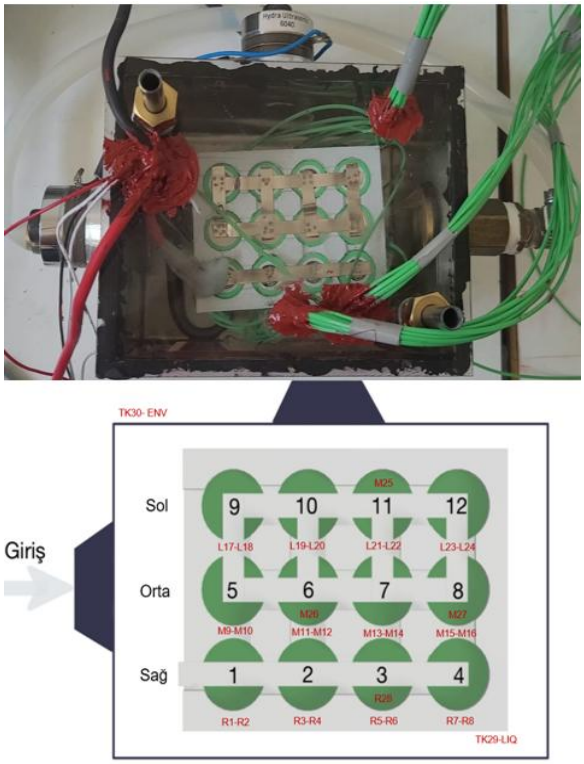
İki adet 40 kHz frekans değerinde transdüser 90° lik açılarla 15×20×15 cm (yükseklik×boy×en) ebatlarında paslanmaz çelik tankın dış yüzeyine yerleştirilmiştir. Transdüserlerin sabit frekansta farklı genliklerde çalıştırılması mümkündür. Paslanmaz çelik tank üzerine bir adet gözetleme camı montajı yapılmıştır. Tankın üst bölümü pleksiglas malzemeden termokupllar, güç kabloları ve basınç sensörünün yerleştirilebileceği birer kapak yapılmıştır. Soğutma ortamı olarak dielektrik akışkan olan Inventec Promosolv DR3 kullanılmıştır.



Şekil 1. Deney sisteminin kurulumu ve şematik gösterimi.

18650 tipi 2500 mAh kapasiteli ve 3.7 V nominal voltaj değerine sahip 12 adet Samsung ICR18650-22P lityum iyon silindirik piller üç seri dört paralel olarak bağlanmış batarya modülü oluşturulmuştur. Batarya modülü, olası sızıntıları önlemek ve soğutma sisteminin bütünlüğünü korumak için contalı kapak ile donatılmış paslanmaz çelik soğutma tankına daldırılmıştır.

Kapalı devrede dolaşan soğutucu akışkanın transferini sağlayan bir pompa, debi ölçümü için bir debimetre ve sıcaklık stabilitesini sağlamak amacıyla kullanılan iki adet su banyosundan akışkan soğutma ünitesi oluşturulmuştur. Her bir pilin alt ve üst yüzeylerine, dizinin orta bölümündeki iki yüzeye ve tank yüzeyine en yakın ve en uzak bulunan iki pilin tam orta noktalarına termokupllar yerleştirilmiştir. Akışkan sıcaklığını ölçmek için tank içine serbest bir termokupl ve dış ortam sıcaklığını ölçmek içinde ayrı bir termokupl yerleştirilmiştir. Bu yerleşimler ile sistemde toplam 30 termokupldan sıcaklık ölçümü yapılmıştır. Şekil 2'de ultrasonik transdüser montajlı deney tankı içerisinde batarya konumları, numaraları ve termokupl yerleşimleri gösterilmiştir. Sistemde şarj ve deşarj oranlarını kontrol etmek ve hücrelerde veya batarya modülünde yaşanabilecek kısa devre, aşırı gerilim, aşırı şarj gibi tehlikelerden ve hasardan korumak için batarya yönetim sistemi (BMS-Battery Management System) bağlantısı yapılmıştır. Yerleştirilen tüm termokupllardan gelen sıcaklık verilerini kaydeden bir veri toplama cihazı ve bu verilerin analizinin yapıldığı bilgisayar kullanılmıştır.



Şekil 2. Ultrasonik transdüserli deney tankı içerisinde batarya konumları, numaraları ve termokupl yerleşimleri.

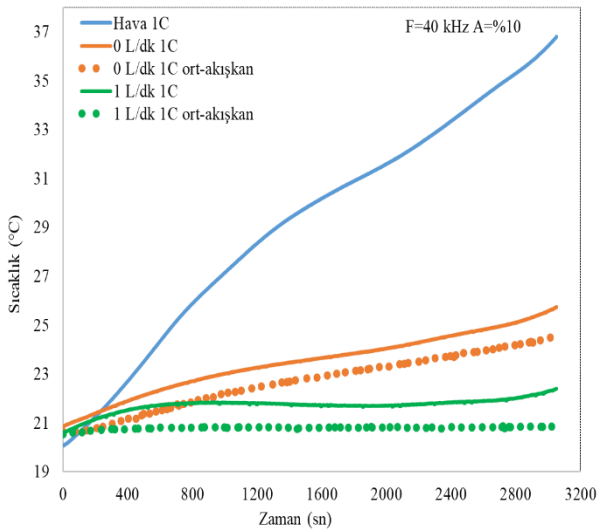
Deney düzeneğinde, ayarlanabilir güç ünitesinde şarj cihazında lityum-iyon bataryaların güvenli hızlı şarj değeri olan 1C (10 A) oranda ve CC-CV (sabit akım-sabit voltaj) prosedürüne uygun olarak batarya modülü şarj edilmiştir. Batarya voltajı 12.6 V maksimum değere ulaştığında sistem tam dolum için sabit voltajda akım değerini düşürerek şarj işlemine devam edilmiştir. Benzer şekilde, Deşarj işlemi DC elektronik yük cihazı ile yapılmıştır. Bu işlemlerdeki voltaj değerlerinin hassas olarak elde edilmesi için batarya modülünün pozitif ve negatif kutupları ile veri toplayıcının çıkışları eşleştirilmiştir. Ara yazılım ile voltaj-zaman grafikleri saniyenin onda biri hassasiyet ile elde edilerek, veri toplama işlemi sorunsuz şekilde sağlanmıştır. Yine de toplanan verilerin doğruluğunun sağlanması adına batarya voltaj değeri multimetre ile belirli aralıklarla kontrol edilmiş ve sorunsuz ölçüm gerçekleştirilmiştir.

Oluşturulan bu deney sisteminde 1C, 2C ve 3C deşarj akım oranlarında batarya modülünün zamana bağlı sıcaklık dağılımı; doğal konveksiyon koşullarında ve zorlanmış konveksiyon koşullarında gerçekleştirilmiştir. Ultrasonik dalgalarla desteklenen daldırmalı sıvı soğutma sisteminin verimliliği ile geleneksel hava soğutma sisteminin performansı karşılaştırılmıştır.

BULGULAR VE TARTIŞMALAR

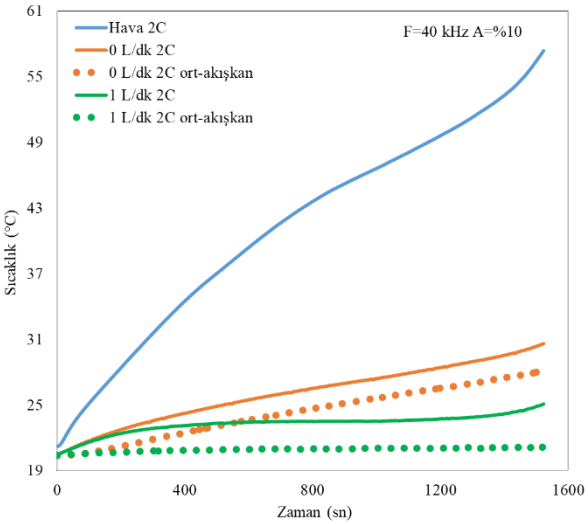
40 kHz frekans ve %10 genlik koşullarında ultrasonik transdüserler ile doğal ve zorlanmış taşınım koşullarında 1C, 2C ve 3C deşarj oranlarında daldırma soğutma deneyleri yapılmıştır. Hava ortamında doğal taşınım soğutma deneyleri 1C ve 2C deşarj oranlarında gerçekleştirilmiştir; ancak 3C deşarj oranında batarya modülünde güvenli çalışma sınırları ve aşırı yüksek sıcaklık riski nedeniyle uygulanmamıştır. Ortam sıcaklığı ortalama 20-22°C aralığında deneyler gerçekleştirilmiştir. Her iki soğutma yönteminde batarya modülünde oluşan maksimum sıcaklık değerleri belirlenerek karşılaştırmalı analizleri detaylı şekilde grafiklerde verilmiştir.

Şekil 3'te, 1C deşarj oranında zamana bağlı doğal ve zorlanmış taşınım koşullarında, hava soğutma ve ultrasonik destekli daldırma soğutma yöntemleriyle batarya modülünün maksimum sıcaklık değerleri verilmiştir. Doğal taşınım hava soğutma koşulunda sıcaklık farkının zamanla hızlı şekilde arttığı ve deney sonunda batarya modülünde maksimum sıcaklığın 36,8°C üzerine çıktığı gözlemlenmiştir. Isı taşınım katsayısının düşük olması nedeniyle üretilen ısının yüzeyden yeterince atılamadığı görülmektedir.



Şekil 3. 1C Deşarj oranında hava ve ultrasonik destekli daldırma soğutma yöntemleriyle batarya modülü maksimum sıcaklık değişimi.

Ultrasonik destekli daldırmalı soğutma doğal taşınım koşulunda bataryaki maksimum sıcaklık değeri 25,74°C, akışkan sıcaklığı maksimum 24,57 °C seviyesinde olduğu görülmektedir. Bu değer hava soğutmaya kıyasla batarya maksimum sıcaklık artışını 10,06°C azaltmıştır. Ayrıca sıcaklık farkı (ΔT), sıvı içerisindeki doğal taşınım koşulunda sınırlı olsada etkili bir soğutma sağlamıştır. Ultrasonik dalgaların akışkan içerisinde mikrometre mertebesindeki türbülansları artırarak lokal ısı taşınımını iyileştirmektedir ancak ultrasonik titreşimlerin ısı etkisinden dolayı doğal taşınımda akışkan sıcaklığının da yükseldiği görülmüştür. Bu durum ultrasonik gücün artması durumunda kritik sonuçlara yol açabilir. En etkili soğutma ise 1 L/dk zorlanmış taşınım koşulunda ultrasonik destekli daldırmalı yönteminde elde edilmiştir. Bu koşulda batarya modülün maksimum sıcaklığı 22,4 °C seviyesine ulaşırken, akışkan sıcaklığı maksimum 20,85°C seviyesinde kalmıştır. Bu yöntemde, maksimum sıcaklık farkı 1,55 °C seviyelerinde sabitlenmiş ve tüm test süresi boyunca en düşük gradyan bu yöntemle sağlanmıştır. Akışkanın belirli debi değerinde sürekli sirküle edilmesi ile batarya modülündeki sıcaklık dengesizliği minimize edilerek daha dengeli bir termal profil sağlanmıştır. 2C deşarj oranında zamana bağlı doğal ve zorlanmış taşınım koşullarında, hava soğutma ve ultrasonik destekli daldırma soğutma yöntemleriyle batarya modülünün maksimum sıcaklık değerleri Şekil 4'te karşılaştırılmıştır. Yüksek akım oranında bataryalarda oluşan ısıl yük önemli ölçüde artmış ve ultrasonik dalgaların termal yük koşulları altındaki etkinliğini daha net şekilde ortaya konmasına olanak sağlamaktadır.

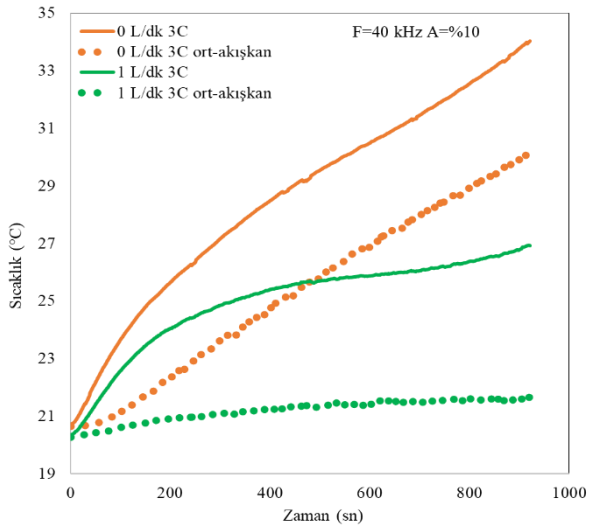


Şekil 4. 2C Deşarj oranında hava ve ultrasonik destekli daldırma soğutma yöntemleriyle batarya modülü maksimum sıcaklık değişimi.

Hava soğutmada sıcaklık farkı zamanla yüksek akım oranı sebebiyle hızla artarak deney sonunda yaklaşık 57,4 °C düzeyine ulaşmıştır. 1C testinde gözlemlenen 20,6°C seviyesine göre %64'e varan bir artış söz konusudur. Hücreler arası sıcaklık farkının bu denli artması hava soğutmanın düşük ısı transfer katsayısı nedeniyle yüksek deşarj oranında etkin bir soğutma sağlayamadığını açıkça göstermektedir. Ultrasonik destekli daldırmalı soğutma doğal taşınım koşulunda ise bataryadaki maksimum sıcaklık değeri 30,6°C ve akışkan sıcaklığı ise 28,1 °C ile daha düşük seviyelerde kalmıştır. Bu iyileşme, ultrasonik dalgaların oluşturduğu mikro-türbülans, kavitasyon ve sınır tabaka bozunumu sayesinde ısı transferinin doğal taşınıma göre daha etkin soğutma sağladığını göstermektedir. Bu yöntemde batarya ile akışkan arasında 2,5°C sıcaklık farkı oluşmuştur, 1C deşarj koşuluna kıyasla bir miktar artmış olmasının nedeni batarya içerisinde meydana gelen ısı üretimindeki artıştır. Sistem termal yönetim açısından kararlılığı sürdürülmüştür. 2C deşarj oranında 1 L/dk debi değeri zorlanmış taşınım koşullarında batarya modülünün maksimum sıcaklık değeri 25°C seviyesine ulaşırken, akışkan sıcaklığı maksimum 21,1°C seviyesinde kalmıştır. Batarya modülünde elde edilen bu maksimum

sıcaklık değeri, doğal taşınımla gerçekleştirilen ultrasonik destekli daldırma soğutmaya kıyasla 5,6°C ve hava soğutmaya kıyasla 32,4°C daha düşüktür. Akışkanın sirkülasyonu sayesinde ısının etkin bir şekilde uzaklaştırılması ve ultrasonik dalgaların manipüle edilmesiyle sıcaklık dağılımının homojenleştirilmesi öne çıkmaktadır.

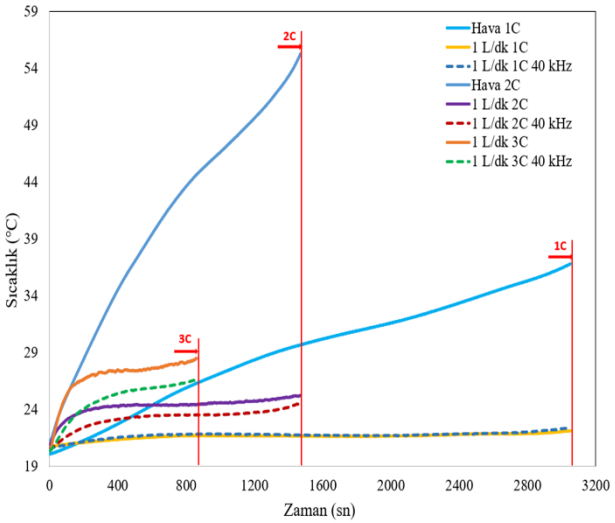
Şekil 5'te 3C deşarj oranında batarya modülüne uygulanan ultrasonik destekli daldırmalı soğutma yönteminin, doğal taşınımlı ve zorlanmış taşınımlı koşullar altında elde edilen maksimum sıcaklık değişimi zamana bağlı olarak görülmektedir. Akımın artmasıyla oluşan yüksek ısıl yük, sistemin sergilediği termal dengeleme performansını değerlendirmek açısından ön plana çıkmaktadır.



Şekil 5. 3C Deşarj oranında ultrasonik destekli daldırma soğutma yöntemiyle batarya modülü maksimum sıcaklık değişimi.

3C deşarj oranında ultrasonik destekli daldırma soğutma doğal taşınım koşulunda batarya modülünün maksimum sıcaklık değeri 34 °C iken akışkan sıcaklığı maksimum 30,1°C seviyesinde olduğu görülmektedir. Bu sıcaklık farkı deney sonunda yaklaşık 3,9°C seviyesine ulaşmaktadır. Bu değer, 1C (1.1 °C) ve 2C (2,5°C) deşarj oranlarında elde edilen sıcaklık farklarının üzerinde olup, doğal taşınımın artan ısıl yük karşısında giderek yetersiz hale geleceği açıkça görülmektedir. Doğal taşınımla soğutmada ultrasonun ısı etkisinin giderilmemesine rağmen, batarya modülü genelinde etkin bir ısı dağılımı sağlamıştır. Öte yandan, aynı deşarj oranında zorlanmış taşınım koşullarında batarya modülündeki maksimum sıcaklık değeri 26,9 °C ve akışkan maksimum sıcaklığı 21,6 °C seviyesindedir. Batarya ile akışkan arasındaki sıcaklık farkı deney sonunda yaklaşık 5.3°C seviyesinde olduğu bulunmuştur. Bu sonuç, zorlanmış taşınımın sağladığı sürekli akış hareketi, ultrasonik dalgaların oluşturduğu akustik kavitasyon ile batarya hücreleri etrafında oluşan sınır tabakanın etkin biçimde kırılmasını, hem daha homojen sıcaklık dağılımı hem de termal stresin azaltılması anlamına gelmektedir. Şekil 5'te görüldüğü gibi 3C deşarj oranı gibi yüksek akım koşullarında, zorlanmış taşınım ile ısı transferinin önemli ölçüde iyileştiğini ve batarya ile akışkan arasındaki sıcaklık farkının azaldığını göstermektedir. Bu ise daha etkin ve güvenli bir batarya termal yönetim sistemi sağladığını ortaya koymaktadır.

Zorlanmış taşınım koşullarında ultrasonik destekli daldırmalı soğutma, yüksek termal yük altında bile batarya sistemini etkili şekilde soğutarak maksimum sıcaklık farkını kabul edilebilir sınırlar içinde tutabilmektedir. Ultrasonik enerji ile birlikte akışkana hareket enerjisi kazandırılması, termal yayınımın homojenliğini artırmakta ve batarya güvenliğini destekleyen kritik bir avantaj sağlamaktadır. Dolayısıyla, yüksek akım deşarj koşullarında ve yüksek performanslı uygulamalarda ultrasonik destekli daldırma soğutma yöntemi öne çıkan bir mühendislik çözümü olarak değerlendirilebilir.



Şekil 6. Farklı deşarj oranlarında; hava soğutma, zorlanmış taşınım koşulunda daldırmalı soğutma ve ultrasonik destekli daldırmalı soğutma batarya modülü maksimum sıcaklıkları

Şekil 6'daki sonuçlara göre, hava soğutmanın tüm C hızlarında en yüksek sıcaklık artışını gösterdiğini ve 2C deşarj oranında güvenli çalışma sınırlarının ötesine geçtiği gözlemlenmektedir. Buna karşılık, hem hava hemde daldırma soğutmaya kıyasla ultrasonik destekli daldırma soğutma, tüm test koşullarında sürekli olarak en düşük maksimum sıcaklıklarını sağlamıştır. 1C deşarjda, batarya modülünün maksimum sıcaklığı yaklaşık 26,9°C'den (ultrasoniksiz) ultrasonik destekle 22,4°C'ye düşmüştür; bu da yaklaşık 4,5°C'lik bir azalmaya karşılık gelmektedir. Benzer şekilde, 2C deşarjda, ultrasonik destekle maksimum sıcaklığı 30,6°C'den 25,0°C'ye düşürerek yaklaşık 5,6°C'lik bir iyileşme sağlamıştır. En yüksek termal yükte (3C) ise sıcaklık 34,0°C'den 26,9°C'ye düşmüş, yaklaşık 7,1°C'lik bir azalma sağlanmıştır.

Bu sonuçlar, mikro ölçekli akışkan hareketini manipüle ederek kavitasyon ve termal sınır tabakasının gelişmiş bozulması gibi ultrasonik dalgaların ısı transfer verimliliğini önemli ölçüde artırdığını doğrulamaktadır. Özellikle yüksek deşarj hızlarında ultrasonik destekli daldırma soğutmanın, geleneksel soğutmanın hızlı ısı birikimini yönetmede üstün termal düzenleme performansı sağladığını ve bu sayede yüksek güçlü

batarya termal yönetimi için umut verici bir yaklaşım olduğunu açıkça göstermektedir.

SONUÇLAR

Bu makalede, ultrasonik destekli daldırma soğutma BTYS önerilmiştir. 12 adet lityum iyon hücrelerinden batarya modülü oluşturulmuş ve daldırma sıvı soğutma sistemi tasarlanmış ve batarya maksimum sıcaklıklarını iyileştirmek ve ısı transferini daha da artırmak için ultrasonik transdüserler kullanılmıştır. Önerilen BTYS, çeşitli parametrelerle sıcaklık performansı dikkate alınarak 1C, 2C ve 3C deşarj oranlarında; hava soğutma ve ultrasonik destekli daldırmalı sıvı soğutma doğal taşınım (0 L/dk) ile zorlanmış taşınım (1 L/dk) yöntemlerinin deneyleri gerçekleştirilmiştir. Her bir soğutma yöntemi ve deşarj oranı için batarya modülünün zamana bağlı maksimum sıcaklık değişimlerine dayalı, sistemin termal davranışı analiz edilerek, etkin soğutma performansı ve güvenli sıcaklık sınırları açısından karşılaştırmalı değerlendirmeler yapılmıştır. Başlıca sonuçlar aşağıdaki gibidir:

- Soğutucu akışkanın debisi artırıldığında, batarya modülünün hem maksimum sıcaklığı hemde ΔT sıcaklık farkları iyileştirilebilir. Akış hızı artmaya devam ettikçe iyileştirme etkisi azalır ve enerji tüketimi artar.
- Ultrasonik frekans, kavitasyon üzerinde önemli bir etkiye sahip olup, ısı transfer performansını etkilemektedir. Ultrasonik %10 genlik değeri ile kavitasyon etkileri daha belirgin hale gelmekte ve soğutma verimliliğinde iyileşmeye yol açmaktadır. Bununla birlikte genlik gücünün artırılması ile termal etkileri de artırarak sıcaklık dağılımı değerlendirilmelidir.
- Ayrıca soğutucu akış hızının 0 L/dk'dan 1 L/dk' ye artmasıyla maksimum sıcaklığın kademeli olarak azaldığı, sıcaklık homojenliğinin ise arttığı görülmektedir. Hatta soğutma verimliliğini ve ısı transferinin homojenliğini artırmakta ancak taşınımlı ısı transfer kapasitesi sınırlı olduğundan, debi değeri arttıkça bu olumlu etki zayıflayacaktır.

Deneysel sonuçlara göre, hava soğutma yöntemi 1C ve 2C deşarj oranlarında sırasıyla 36,85 °C ve 57,45 °C en yüksek batarya sıcaklıklarına neden olmuştur. Özellikle 2C deşarj oranında ulşaılan maksimum sıcaklık batarya güvenliği açısından sınır değerlerin aşılmasına neden olmuştur. Doğal taşınımla gerçekleştirilen ultrasonik dalgalarla desteklenen daldırma soğutma (0 L/dk) ise 1C, 2C ve 3C deşarj oranlarında sırasıyla 25,74 °C, 30,6 °C ve 34°C gibi daha düşük maksimum sıcaklık değerleri elde edilmiştir. Ultrasonik dalgaların kavitasyon ve mikro akış etkileri yoluyla yerel ısı transferinin iyileştirilmesine olumlu katkısını vurgulamaktadır. Özellikle yüksek deşarj oranlarında doğal taşınımın yetersiz olması batarya ve akışkan sıcaklığı arasındaki sıcaklık farkını artırmaktadır. Zorlanmış taşınım koşullarında (1 L/dk) ultrasonik dalgalarla desteklenen daldırma soğutma deneylerinde ise batarya modülü maksimum sıcaklıkları 1C, 2C ve 3C oranlarında sırasıyla 22,4°C, 25°C ve 26,9 °C seviyelerine düşmüştür. Ultrasonik dalgalardan kaynaklanan artan ısı üretimi nedeniyle maksimum ΔT değerleri artmaktadır. Sonuç olarak batarya modülünün maksimum sıcaklık değerleri ultrasonik destekli daldırma soğutmanın tüm koşullarında belirli bir düşüş göstermektedir. Özellikle, 3C deşarj koşulunda, batarya modülünün güvenlik riskinden dolayı hava soğutma sıcaklığı belirlenemesede ultrasonik daldırma soğutma ile batarya modülünde maksimum sıcaklık 26,9°C ye kadar düşmektedir.
Ultrasonik transdüserin gücüne bağlı olarak ısı transferinde gözlenen artışın, maksimum sıcaklık değerlerinde düşüşe neden olmuştur. Özellikle zorlanmış taşınım koşullarında ultrasonik destekle sağlanan mikro-akış ve kavitasyon etkileri, sıcaklık farklarını önemli ölçüde azaltmıştır. Ancak dönüştürücünün tank yüzeyinde yerleşimi ve verilen güçle birlikte oluşan düzensiz akustik basınç alanları, modül içinde hücreler arası sıcaklık farkının belirli koşullarda yeniden artmasına neden olabilmektedir. Bu durumda, ısı transfer verimliliği artarken, homojen sıcaklık dağılımının her zaman sağlanamayacağını göstermektedir. Bu yüzden ultrasonik destekli dalgalar, batarya yüzeyindeki sıcaklık gradyanlarını azaltarak, hücre ömrünü uzatma ve termal kaçak riskini düşürme potansiyeli göz önünde bulundurularak farklı frekans ve genlik değerleri, farklı akış rejimleri, ve ultrasonik transdüserlerin tank yüzeyinde yerleşimleri gibi parametrelerin incelenmesi önerilmektedir. Dielektrik akışkan ve ultrasonik dalgaların birlikte kullanıldığı hibrit soğutma sistemleri, yoğun ısıl yük altındaki batarya sistemleri için etkili bir alternatif olarak değerlendirilmelidir.

TEŞEKKÜR

Araştırma, Türkiye Bilimsel ve Teknolojik Araştırma Kurumu (TÜBİTAK-1001 Proje No: 122R059) tarafından desteklenmiştir.

KAYNAKLAR

Ashokkumar, M. 2011. "The characterization of acoustic cavitation bubbles – An overview". Ultrasonics Sonochemistry, 18(4), 864-872.

Bhattacharjee, A., Mohanty, R. K., Ghosh, A. 2020. "Design of an Optimized Thermal Management System for Li-Ion Batteries under Different Discharging Conditions". Energies 2020, Vol. 13, Page 5695, 13(21), 5695.

Dehbani, M., Rahimi, M., Rahimi, Z. 2022. "A review on convective heat transfer enhancement using ultrasound". Applied Thermal Engineering, 208, 118273.

Dubey, P., Pulugundla, G., Srouji, A. K. 2021. "Direct Comparison of Immersion and Cold-Plate Based Cooling for Automotive Li-Ion Battery Modules". Energies 2021, Vol. 14, Page 1259, 14(5), 1259.

Fu, P., Zhao, L., Wang, X., Sun, J., Xin, Z. 2023. "A Review of Cooling Technologies in Lithium-Ion Power Battery Thermal Management Systems for New Energy Vehicles". Processes 2023, Vol. 11, Page 3450, 11(12), 3450.

Im, G., Barnes, D., Lu, W., Popa, B.-I., Epureanu, B. I. 2023. "Ultrasound-Induced Impedance Reduction in Lithium Ion Batteries". Journal of The Electrochemical Society, 170(10), 100519.

Li, B., Cui, Z., Cao, Q., Shao, W. 2021. "Increasing Efficiency of a Finned Heat Sink Using Orthogonal Analysis". Energies 2021, Vol. 14, Page 782, 14(3), 782.

Lighthill, S. J. 1978. "Acoustic streaming". Journal of Sound and Vibration, 61(3), 391-418.

Li, X., Huang, Q., Deng, J., Zhang, G., Zhong, Z., He, F. 2020. "Evaluation of lithium battery thermal management using sealant made of boron nitride and silicone". Journal of Power Sources, 451, 227820.

Li, Y., Zhou, Z., Su, L., Bai, M., Gao, L., Li, Y., Song, Y. 2022. "Numerical Simulations for Indirect and Direct Cooling of 54 V LiFePO4 Battery Pack". Energies 2022, Vol. 15, Page 4581, 15(13), 4581.

Lu, L., Han, X., Li, J., Hua, J., Ouyang, M. 2013. "A review on the key issues for lithium-ion battery management in electric vehicles". Journal of Power Sources, 226, 272-288.

Luo, M., Cao, J., Liu, N., Zhang, Z., Fang, X. 2022. "Experimental and Simulative Investigations on a Water Immersion Cooling System for Cylindrical Battery Cells". Frontiers in Energy Research, 10, 803882.

Luo, Z., Tang, Q., Hu, J. 2021. "Effect of Ultrasonic Excitation on Discharge Performance of a Button Zinc–Air Battery". Micromachines 2021, Vol. 12, Page 792, 12(7), 792.

Mason, T., Lorimer, J. P. 1989. "Sonochemistry: Theory, Applications and Uses of Ultrasound in Chemistry". Elsevier.

Pesaran, A. (2016). Battery Pack Thermal Design (No. NREL/PR-5400-66960). National Renewable Energy Lab.(NREL), Golden, CO (United States).

Salter, D. W., Bachelier, G., Kumavat, P. S., Trimble, D., O'Shaughnessy, S. M. 2024. "An experimental investigation of forced convective liquid immersion cooling of a 12-cell li-ion battery module". Journal of Physics: Conference Series, 2766(1), 012026.

Shim, J., Kostecki, R., Richardson, T., Song, X., Striebel, K. A. 2002. "Electrochemical analysis for cycle performance and capacity fading of a lithium-ion battery cycled at elevated temperature". Journal of Power Sources, 112(1), 222-230.

Sundin, D. W., Sponholtz, S. 2020. "Thermal management of Li-ion batteries with single-phase liquid immersion cooling". IEEE Open Journal of Vehicular Technology, 1, 82-92.

Tarascon, J. M., Armand, M. 2001. "Issues and challenges facing rechargeable lithium batteries". Nature, 414(6861), 359-367.

Uhlenwinkel, V., Meng, R., Bauckhage, K. 2000. "Investigation of heat transfer from circular cylinders in high power 10 kHz and 20 kHz acoustic resonant fields". International Journal of Thermal Sciences, 39(8), 771-779.

Wu, W., Wang, S., Wu, W., Chen, K., Hong, S., Lai, Y. 2019. "A critical review of battery thermal performance and liquid based battery thermal management". Energy Conversion and Management, 182, 262-281.

Zhang, S. S., Xu, K., Jow, T. R. 2003. "The low temperature performance of Li-ion batteries". Journal of Power Sources, 115(1), 137-140.

Zhao, T., Sun, R., Hou, X., Huang, J., Geng, W., Jiang, J. 2023. "Simulation Study of Influencing Factors of Immersion Phase-Change Cooling Technology for Data Center Servers". Energies 2023, Vol. 16, Page 4640, 16(12), 4640.

Zhou, B., Ge, M., Wang, K., Yoshioka, H., Han, J., Qin, L., Chen, T. 2025. "Inhibition Effect of Cooling Agent HFE-7100 on Lithium-Ion Batteries (LIBs) Thermal Runaway in the Immersion System". ACS Sustainable Chemistry and Engineering, 13(24), 8928-8938.

DALDIRMALI SOĞUTMA İLE BATARYA TERMAL YÖNETİMİNİN DENEYSEL İNCELENMESİ

Bayram Şahin[1], Ramazan Çakır[1], Zeynep Durmuş[1,2], Kasım Erdem[1], Abdussamet Subaşı[1]
[1] İstanbul Teknik Üniversitesi Makina Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü, 34437 Gümüşsuyu, İSTANBUL
[2] Uşak Üniversitesi Teknik Bilimler Meslek Yüksekokulu, Motorlu Araçlar ve Ulaştırma Teknolojileri Bölümü, 64000 Merkez, UŞAK
baysahin@itu.edu.tr, cakirr19@itu.edu.tr, zeynep.durmus@usak.edu.tr, kasim.erdem@itu.edu.tr, subasiab@itu.edu.tr

Özet: Elektrikli araçlar ve enerji depolama sistemlerinde bataryaların termal yönetimi, güvenlik ve performans açısından kritik bir faktördür. Bu çalışmada, bataryaların doğal ve zorlanmış taşınım koşullarında daldırmalı soğutma yöntemi kullanılarak batarya sıcaklık dağılımlarının iyileştirilmesi ve termal yönetim performanslarının incelenmesi amaçlanmıştır. 18650 tipi silindirik lityum-iyon bataryalardan oluşan 3 seri 4 paralel konfigürasyonunda bir batarya modülü oluşturulmuş ve soğutma ortamı olarak dielektrik bir akışkan olan Promosol kullanılmıştır. 1C, 2C ve 3C akım oranlarında, hava ve sıvı soğutma yöntemlerinin doğal taşınım ve zorlanmış taşınım koşullarındaki batarya termal performansları karşılaştırılmıştır. Hava soğutmada 1C deşarj oranında maksimum sıcaklık değeri 37°C iken, 2C deşarjda 55,4°C'ye ulaşarak batarya güvenliği açısından termal güvenlik sınırları aşılmıştır. Bu artan sıcaklığa karşın 1C deşarj oranında daldırma soğutma ile doğal taşınımda 29,5°C'ye, zorlanmış taşınımda ise 25,2°C'ye düşürülmüştür. 3C deşarj oranında ise maksimum sıcaklıklar, doğal taşınımla 33,2°C ve zorlanmış taşınımla 28,5°C dir. Bu değerler yüksek deşarj oranlarında dahi soğutucu akışkanın yüksek termal iletkenliği ile zorlanmış taşınım koşullarında batarya sıcaklığını etkin şekilde düşürmektedir. Bataryaların daldırmalı sıvı soğutma yöntemi ile gözle görülür derecede daha düşük sıcaklıklarda çalıştığı ve maksimum sıcaklık farklarının önemli ölçüde azaldığı tespit edilmiştir. Zorlanmış taşınımın etkisiyle batarya yüzey sıcaklık dağılımı daha homojen hale gelmiş ve maksimum sıcaklık farklarıda azalmıştır. Yüksek sıcaklık farklarının batarya ömrünü kısalttığı ve performansını düşürdüğü göz önünde bulundurulduğunda, daldırmalı soğutma batarya sistemlerinin termal yönetimi, güvenilirliği ve ömrü açısından umut vaadeden sonuçlar sunmaktadır.
Anahtar Kelimeler: Batarya termal yönetim, daldırmalı soğutma, doğal taşınım, lityum iyon batarya, zorlanmış taşınım

EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF BATTERY THERMAL MANAGEMENT WITH IMMERSION COOLING

Abstract: Thermal management of batteries is a critical factor in terms of safety and performance in electric vehicles and energy storage systems. This study aims to improve battery temperature distribution and investigate thermal management performance using immersion cooling. A battery module was created with a 3-series 4-parallel configuration consisting of 18650 type cylindrical lithium-ion batteries, and Promosolv, a dielectric fluid, was used as the cooling environment. The battery thermal performances of air and immersion cooling methods under natural convection and forced convection conditions were compared at 1C, 2C, and 3C current rates. While the maximum temperature value was 37°C at 1C discharge rate in air cooling, it reached 55.4°C at 2C discharge, exceeding the thermal safety limits for battery safety. Despite this increased temperature, the temperature was reduced to 29.5°C under natural convection and 25.2°C under forced convection at 1C discharge rate with immersion cooling. At a 3C discharge rate, maximum temperatures are 33.2°C with natural convection and 28.5°C with forced convection. Even at these high discharge rates, the high thermal conductivity of the refrigerant effectively reduces battery temperature under forced convection conditions. It has been observed that the batteries operate at significantly lower temperatures with immersion liquid cooling, and maximum temperature differences are reduced considerably. Due to the effect of forced convection, the battery surface temperature distribution becomes more uniform, and maximum temperature differences are also reduced. Considering that high temperature differences shorten battery life and performance, this method offers significant results in terms of thermal management, reliability, and lifespan of battery systems.
Keywords: Battery thermal management, immersion cooling, natural convection, lithium-ion battery, forced convection

GİRİŞ

Hava kirliliği ve karbon emisyonlarının azaltılmasına yönelik çevresel ve yasal gereklilikler elektrikli araçların (EV) kullanımını her geçen gün artırmaktadır. İçten yanmalı motorlu araçlara kıyasla EV'ler çevreci ve daha yüksek verime sahiplerdir. Lityum iyon piller (LIB), yüksek özgül enerji, iyi şarj tutma kapasitesi, düşük kendi kendine deşarj oranı, uzun çevrim ömrü gibi avantajları ile EV'lerde yaygın olarak kullanılmaktadır (J. Chen vd., 2019). Ancak bu piller yüksek enerji yoğunlukları altında çalıştıklarında, performanslarını, ömürlerini ve güvenliklerini etkileyebilecek önemli miktarda ısı üretme eğilimine sahiptirler. Ayrıca yüksek akımlarda şarj ve deşarj sırasında oluşan ısı, batarya ömrünü kısaltmakta ve güvenlik risklerine yol açmaktadır (W. Wu vd., 2019). Batarya çevrim ömrü, şarj-deşarj özellikleri ve batarya güvenliğinin çalışma sıcaklığından büyük ölçüde etkilenmektedir (Kim vd., 2019). İdeal olarak, LIB'ler 25-40 °C sıcaklık aralığında çalışmalı ve batarya modülü içindeki sıcaklıklar arasındaki fark <5 °C ile sınırlandırılmalıdır (Y. Li vd., 2023). 60 °C ve üzeri sıcaklıklar, batarya hücrelerinde termal kaçaklara ve performans düşüşüne neden olabileceğinden ciddi bir güvenlik riski oluşturmaktadır (K. Li vd., 2018). Bu yüzden hücreleri istenilen sıcaklık aralığında tutmak, hücreden hücreye sıcaklık değişimlerini en aza indirmek, bataryanın kabul edilebilir sınırların üstüne veya altına düşmesini engellemek ve batarya modülünden faydalı enerjiyi en üst düzeye çıkarabilmek için iyi bir şekilde tasarlanmış ve uygulanmış batarya termal yönetim sistemine (BTYS) ihtiyaç vardır.

Bataryaların soğutulmasına yönelik hava soğutma, sıvı soğutma, faz değiştiren maddelerin kullanımı, soğutucu akışkanların kullanımı gibi çeşitli BTYS yöntemler geliştirilmiştir (Çakır vd., 2025). Fakat bu yöntemlerin bir kısmı istenen performans aralığında yetersiz kalmakta, bir kısmı da ağırlık ve maliyet açısından dezavantajlar oluşmaktadır. EV'lerde hava soğutma sistemi uygun maliyetli ve basit yapıları ile yaygın kullanılırken, yüksek ortam sıcaklıkları ve yüksek yük çalışma koşullarında havanın sınırlı ısıl iletkenliği nedeniyle soğutma gereksinimlerini karşılamada zorluklarla karşılaşmaktadır (M. S. Wu vd., 2002).

Faz değiştiren materyal (FDM) ile soğutma ise grafit, köpük metal, kompozit ve ısı borusu gibi malzemelerle birleştirilerek herhangi bir ek enerji tüketimi olmadan sıcaklık homojenliğini sağlar ve modüldeki ısıyı duyulur ve gizli ısı yoluyla verimli bir şekilde uzaklaştırabilmektedir. Ancak, (FDM) tamamen eridiğinde soğutma işlevini yitirmekte ve parafinin sızıntısı veya yanıcılığı batarya modülünde güvenlik açısından risk oluşturmaktadır. Bu yüzden enerji depolama ve EV'lerde yaygın uygulanması kısıtlanmıştır (F. Chen vd., 2020; H. yan Wu vd., 2020) . Bunlara karşın sıvı soğutma ise soğutma ortamında kullanılan su, glikol ve yalıtkan sıvılar gibi soğutucuların üstün ısı iletkenliği sergilemesi daha verimli ısı dağılımı ve etkin bir soğutma sağlamaktadır. Ancak soğutma sıvısı sızıntı riski oluşturarak pil takımının güvenliğini tehlikeye atabilmektedir. Daldırma sıvı soğutma son zamanlarda elektronik bileşen soğutma ve batarya termal yönetiminde etkili bir soğutma yöntemi olarak literatürde önemli bir araştırma alanı hâline gelmiştir. Daldırma sıvı soğutma (direct immersion cooling), dielektrik sıvı kullanımı ile ısı dağılımını artırmakta ve pil hücreleri arasında optimum sıcaklık profillerini korumaktadır. (Han vd., 2022; Y. Li vd., 2021). Daldırma sıvı soğutma yöntemi, pil yüzeyiyle doğrudan termal temas sağlar ve bu da termal direnci geleneksel hava ve dolaylı sıvı soğutma yöntemlerine kıyasla önemli ölçüde düşürmektedir (Luo vd., 2022). Öte yandan, soğuk plakalı sistemlerle karşılaştırıldığında daha düşük basınç düşümü nedeniyle termal performansı artırmak amacıyla daha büyük akış debilerinde çalışılabilmesini mümkün kılmaktadır. Ayrıca bu yaklaşım yalnızca iyi soğutma etkinliği sağlamakla kalmaz, aynı zamanda BTYS için tasarım gereksinimlerini de basitleştirir (D. Chen vd., 2016). Son çalışmalar, lityum iyon pillerin termal performansını iyileştirmede daldırma soğutmasının potansiyelini vurgulamaktadır. Daldırmalı soğutma özellikle FDM veya LIB'ler için kararlı çalışma koşullarını korurken ısıyı etkili bir şekilde emebilen ve dağıtabilen dielektrik sıvılar kullanıldığında üstün ısı transfer verimlilikleri göstermiştir (Mirmohammadi, 2024; Oh vd., 2023). Daldırma soğutmanın yüksek hızlı deşarj sırasında termal kararlılığı artırabileceğini ve hızlı şarj/deşarj döngülerini içeren uygulamalar için kritik olan termal kaçak risklerini azaltabilmektedir (Dubey vd., 2021; Liang vd., 2023). Kirana ve arkadaşları, Parafin mumu bazlı faz değişim malzemeleri (PCM) kullanarak bataryaları 1C, 2C ve 3C deşarj hızlarında farklı çalışma koşullarında daldırmalı soğutma ile 40°C'nin altında güvenli bir çalışma sıcaklığını koruduğu sonucuna varmışlardır (Kirana vd., 2025). Bu çalışma, yöntemin termal koşullarını stabilize etme ve aşırı ısınmayı önlemedeki verimliliğini vurgulamaktadır. Benzer şekilde Luo ve arkadaşları, silindirik batarya hücrelerinin dielektrik bir sıvı içerisine daldırılmasıyla, 3C deşarj hızında ve 200 ml/dk gibi düşük bir soğutma akış hızında, batarya modül sıcaklığının 50 °C'nin altında tutulabilmişlerdir. Termal direnci önemli ölçüde azalttığını ve böylece soğutma performansını artırdığını bulmuşlardır (Luo vd., 2022). Diğer bir çalışmada, LIB'leri iletken olmayan bir akışkana daldıran ve deşarj döngüleri sırasında sıcaklık dağılımında önemli iyileştirmeler gösteren bir BTYS geliştirmiştir (Zhou vd., 2020). Yazarlar, daldırma soğutmanın optimum çalışma sıcaklıklarını koruyarak ısıyı nasıl etkili bir şekilde dağıttığını gösteren elektrik-termal bağlı bir model oluşturmuştur. Ayrıca, doğrudan sıvı soğutma üzerine yapılan bir çalışmada, yüksek deşarj hızlarında LIB'ler için havuz kaynama ısı transfer mekanizmasının etkinliği gözlemlenmiştir (Y. Li vd., 2021). Bu, batarya sistemlerinde termal yönetim için sağlam bir çözüm olarak daldırma soğutmaya olan artan ilgiyi vurgulamaktadır. Daldırma soğutma yoluyla pil termal yönetiminin deneysel araştırması, özellikle performans, güvenlik ve kullanım ömrü için ısı dağılımının yönetilmesinin önemli olduğu EV'ler ve taşınabilir elektronik cihazlar bağlamında kritik bir araştırma alanıdır. Mevcut çalışmada, 18650 lityum iyon batarya

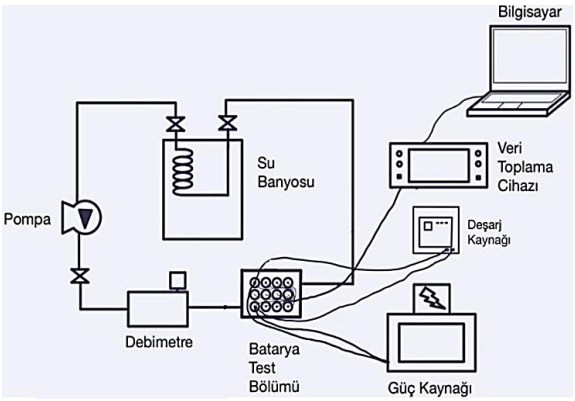
modülünün termal yönetimi için 1C, 2C, 3C akım oranlarında, doğal konveksiyon koşullarında (hava ve sıvı soğutma) ve zorlanmış konveksiyon koşullarında (1 L/dk) dielektrik özellikteki bir sıvı olan Promosol kullanılarak daldırmalı soğutma sistemi deneysel incelenmiştir. Farklı senaryolarda batarya modülünde oluşan maksimum sıcaklık değerleri hava ve daldırmalı sıvı soğutma arasındaki maksimum sıcaklık değerleri karşılaştırılmıştır. Bu çalışmanın temel amacı, dielektrik akışkan olan Promosol ile batarya modülünün daldırmalı soğutma uygulanmasının avantajını kanıtlamaktır. Özellikle hızlı şarj-deşarj senaryoları sırasında batarya modülündeki sıcaklık farkının etkili bir şekilde kontrol edilmesine odaklanarak, batarya modülü soğutmasında daldırmalı soğutma uygulaması için temel bir anlayış sunmaktadır. Bu çalışma, elektrikli araçlar veya enerji depolama uygulamaları için lityum iyon batarya modüllerinin sıvı daldırma soğutmasının endüstriyel olarak benimsenmesinin önünü açmaktadır.

MATERYAL VE METOD

Deney düzeneği; test tankı, akışkan soğutma ünitesi, batarya karakterizasyon ünitesi ve veri toplama sisteminden oluşmaktadır. Deney sisteminin kurulumu ve şematik gösterimi Şekil 1'de verilmiştir.

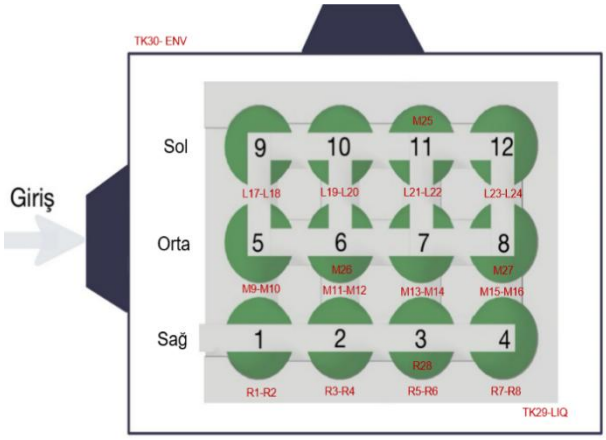
Test tankı 15×20×15 cm (yükseklik×boy×en) ebatlarında, paslanmaz çelik malzemeden imal edilmiş olup sistemi takip etmek ve gerekirse görüntü almak üzere gözetleme camı monte edilmiştir. Tankın üst bölümü pleksiglas malzemeden termokupllar, güç kabloları ve basınç sensörünün yerleştirilebileceği birer kapak yapılmıştır. Soğutucu akışkan olarak dielektrik bir akışkan olan Inventec Promosol DR3 akışkan kullanılmıştır.





Şekil 1. Deney sisteminin kurulumu ve şematik gösterimi.

Bu yerleşimler ile sistemde toplam 30 termokupldan sıcaklık ölçümü yapılmıştır. Şekil 2'de deney tankı içerisinde batarya konumları, numaraları ve termokupl yerleşimleri gösterilmiştir. Sisteme istenen şarj ve deşarj oranlarında kontrol etmek ve hücreleri veya bataryayı yaşanabilecek kısa devre, aşırı gerilim, aşırı şarj gibi tehlikelerden ve hasardan korumak için batarya yönetim sistemi (BMS-Battery Management System) bağlantısı yapılarak modül hazır hale getirilmiştir.



Şekil 2. Deney tankı içerisinde batarya konumları, numaraları ve termokupl yerleşimleri.

Akışkan soğutma ünitesi; kapalı devrede dolaşan soğutucu akışkanın transferini sağlayan bir pompa, debi ölçümü için bir debimetre ve girişteki akışkan sıcaklığını sabit tutmak amacıyla kullanılan bir su banyosundan oluşmaktadır.

Batarya karakterizasyon ünitesinde, oluşturulan batarya modülü, 18650 tipi 2500 mAh kapasiteli ve 3.7 V nominal voltaj değerine sahip Samsung ICR18650-22P lityum iyon hücrelerden oluşan 12 adet silindirik pilin üç seri dört paralel konfigürasyonudur. Her bir pilin alt ve üst yüzeylerine, dizinin orta bölümündeki iki yüzeye ve tank yüzeyine en yakın ve en uzak buluna iki pilin tam orta noktalarına termokupllar yerleştirilmiş; buna ek olarak, akışkan sıcaklığını ölçmek için tank içine serbest bir termokupl ve dış ortam sıcaklığını ölçmek içinde ayrı bir termokupl konumlanılmıştır.

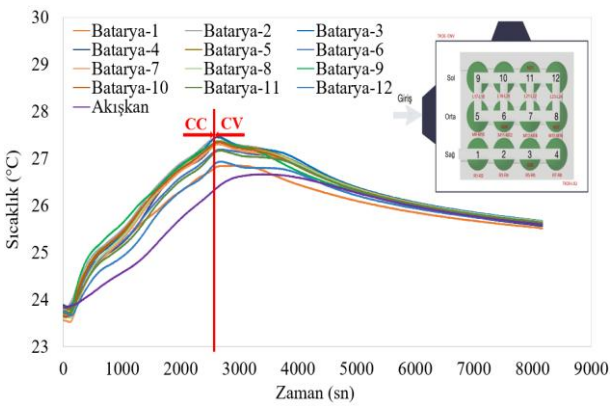
Veri toplama sistemi ise, yerleştirilen tüm termokupllardan gelen sıcaklık verilerini kaydeden bir veri toplama cihazı ve bu verilerin analizinin yapıldığı bilgisayardan oluşmaktadır.
Deney düzeneğinde, ayarlanabilir güç ünitesi ile lityum-iyon bataryaların güvenli hızlı şarj değeri olan 1C (10 A) kapasitede ve CC-CV (sabit akım-sabit voltaj) prosedürüne uygun olarak batarya hücresi şarj edilmiştir. Batarya voltajı 12.6 V maksimum değere ulaştığında sistem tam dolum için sabit voltajda akım değerini düşürerek şarj işlemine devam edilmiştir. Benzer şekilde, elektronik yük ile yüksek kapasiteli deşarj işlemi de test edilmiştir. Bu işlemlerdeki voltaj değerlerinin hassas olarak elde edilmesi amacıyla, batarya hücresinin pozitif ve negatif kutupları ile veri toplayıcının çıkışları eşleştirilmiştir. Ara yazılım ile voltaj-zaman grafikleri

saniyenin onda biri hassasiyet ile elde edilerek, veri toplama işlemi sorunsuz şekilde sağlanmıştır. Yine de toplanan verilerin doğruluğunun sağlanması adına batarya voltaj değeri deney başlangıcında ve sonunda multimetre ile kontrol edilmiş ve sorunsuz ölçüm gerçekleştirilmiştir. Oluşturulan bu deney sistemi, farklı soğutma ve akış koşullarında batarya modülünün zamana bağlı sıcaklık dağılımını elde etmekte ve çalışma koşullarının hassas bir şekilde kontrol edilmesine olanak sağlamaktadır.

Deneyler 1C, 2C ve 3C deşarj akım oranlarında gerçekleştirilmiş olup batarya modülünün termal performansı; doğal konveksiyon koşullarında (hava ve sıvı soğutma) ve zorlanmış konveksiyon koşullarında 1 L/dk debi değerinde gerçekleştirilmiştir. Her bir deneysel koşul iki kez tekrarlanarak sonuçların tutarlılığı gözlemlenmiştir. Daldırmalı sıvı soğutma sisteminin verimliliği ile geleneksel hava soğutma sisteminin performansı karşılaştırılmıştır.

BULGULAR VE TARTIŞMALAR

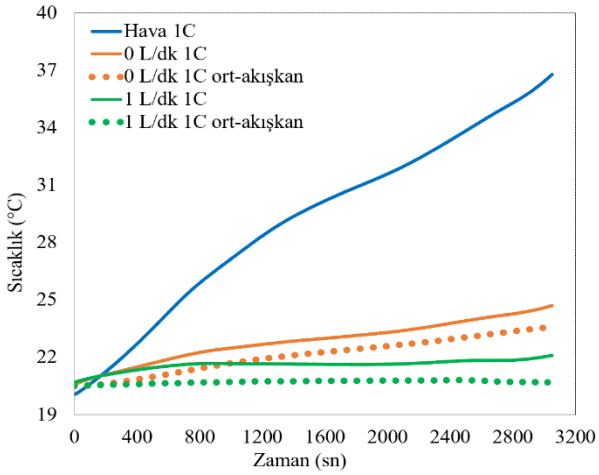
Daldırmalı sıvı soğutmada akış etkilerini görebilmek amacıyla, hem sıvı hem de hava soğutma için 1C ve 1.5C şarj oranlarında, doğal taşınım koşullarında deneyler gerçekleştirilmiştir. Bu şarj hızlarının seçilme gerekçesi literatürde yapılan çalışma sonuçlarında belirtildiği üzere (Madani, 2020; Rodrigues vd., 2020); daha yüksek şarj hızları bataryanın sağlıklı olarak çalışacağı sıcaklık sınırlarının üstüne çıkılmasıdır. Batarya modülü CC modunda belirtilen akımlar ile şarj edilmiştir. Akışkan sıcaklığının batarya modülü CC (constant-current) modunda şarj olurken daha aşağıda olduğu batarya şarj modu CV (constant-voltage) durumuna geçtiğinde ise bataryaların sıcaklığıyla denge durumuna geldiği Şekil 3'te görülmektedir. CC modunda şarjı bittikten sonra akım değeri yavaşça azalmakta bu da sistemin tekrar denge durumuna yaklaşmasını sağlamaktadır. Ayrıca CC şarj modunda sıcaklığı en hızlı yükselen bataryalar modülünün + ve – ucunun bağlantı kablolarının iliştirildiği bataryalardır. Batarya yönetim sistemi (BMS), akımı ayarlayarak batarya üzerinde olabildiğince eşit voltaj sağlamaya çalışır ancak güç bağlantı kablolarının bağlı olduğu pillerden geçen akım miktarı o pillerin ilk olarak çok fazla ısınmasına neden olur, daha sonrasında bu pillerin ısınma eğrilerinin eğimlerinin azaldığı görülmektedir.



Şekil 3. 1C şarj oranında doğal taşınım daldırma soğutma batarya sıcaklık değişimi.

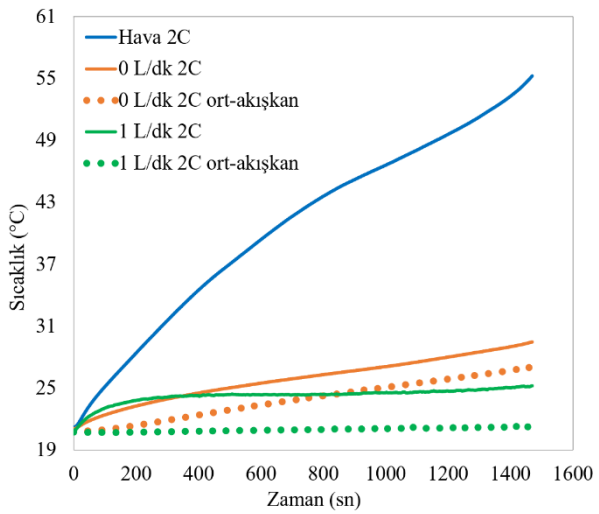
Deneylerde öncelikle 1C ve 2C akım koşullarında, hava ortamında doğal taşınım soğutma çalışmaları yapılmış ardından, 1C, 2C ve 3C deşarj oranlarında dielektrik akışkan içerisinde doğal (debisiz) ve zorlanmış (debili) taşınım soğutma deneyleri yapılmıştır. Her iki durumda da batarya modülünde oluşan maksimum sıcaklık değerleri belirlenerek karşılaştırmalı analizi grafiklerde verilmiştir. Deneyler süresince ortam sıcaklığı ortalama 20-22 °C aralığında korunmuştur.

Şekil 4'te, 1C deşarj oranında batarya modülünün maksimum sıcaklık değerlerinin zamanla değişimi doğal ve zorlanmış taşınım koşullarında karşılaştırmalı olarak sunulmuştur. Doğal taşınım hava soğutmalı durumda deney sonunda batarya modülü maksimum sıcaklık artışı en yüksek 37 °C ulaşmıştır. Bu durum ise ısı transfer kapasitesinin yetersizliğini ve yüksek deşarj oranlarında batarya güvenliği açısından risk oluşturabilecek sıcaklıklara ulaşılabileceğini göstermektedir (K. Li vd., 2018).



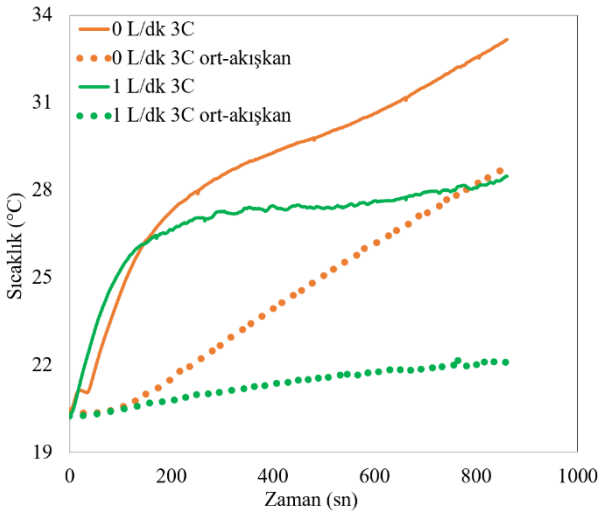
Şekil 4. 1C Deşarj oranında doğal ve zorlanmış taşınım koşullarında batarya modülü maksimum sıcaklık değişimi.

Doğal taşınım daldırmalı sıvı soğutma koşulunda ise; batarya modülünün maksimum sıcaklık değeri 24,7 °C olarak bulunmuştur. Akışkan sıcaklığı ise maksimum 23,6 °C seviyesinde olduğu görülmektedir. Bu iki eğri arasındaki 1,1 °C fark, sıvı içerisindeki doğal taşınımın sınırlı da olsa etkili bir soğutma sağlamış, ancak batarya yüzeyinde oluşan ısı birikiminin sıvıya göre daha yüksek kalmıştır. Zorlanmış taşınım koşullarında 1 L/dk debili deneylerde ise batarya modülün maksimum sıcaklığı 22,1 °C seviyesine ulaşırken, akışkan sıcaklığı maksimum 20,7 °C seviyesinde kalmıştır. Bu veriler, zorlanmış taşınım koşullarında sıvının batarya yüzeyinden ısıyı etkin bir şekilde uzaklaştırdığını ve sistemin termal yönetimini etkin bir şekilde sağladığını göstermektedir. Aynı koşullarda, 2C deşarj oranında batarya modülünün maksimum sıcaklık değerleri Şekil 5'te karşılaştırılmıştır.



Şekil 5. 2C Deşarj oranında doğal ve zorlanmış taşınım koşullarında batarya modülü maksimum sıcaklık değişimi.

2C deşarj oranında doğal taşınımda; hava soğutma deneyi sonunda batarya modülü maksimum sıcaklık artışı en yüksek 55,4 °C iken daldırmalı sıvı soğutma koşulunda 29,5 °C'ye kadar yükselmiştir. Akışkan sıcaklığı ise maksimum 27 °C seviyesindedir. Bu durum hava ortamında düşük yoğunluk ve özgül ısı kapasitesinden kaynaklanan düşük soğutma verimine karşın, dielektrik akışkanın yüksek termal iletkenliği sayesinde batarya hücrelerine homojen dağılım ile verimli bir soğutma sağlamıştır. Zorlanmış taşınımda 1 L/dk debili deneylerde ise, batarya modülünün maksimum sıcaklık değeri 25,2 °C seviyesine ulaşırken, akışkan sıcaklığı maksimum 21,2 °C seviyesinde kalmıştır. Bu zorlanmış taşınım verileri, doğal taşınım sıvı soğutmaya göre 4,3 °C, hava soğutmaya göre 30,2 °C daha düşüktür. Bu da sıvı ortamda zorlanmış akış ile sağlanan yüksek ısı transfer verimliliğini ve dielektrik akışkanın batarya yüzeyinden ısıyı daha hızlı uzaklaştırarak sıcaklık gradyanını azaltarak sistemin termal dengeye daha çabuk ulaşmasını sağlamasıdır (Sundin ve Sponholtz, 2020). Böylece, hem batarya sıcaklığı daha düşük tutulmuş hem de sistemin genel soğutma etkinliği artırılmıştır.



Şekil 6. 3C Deşarj oranında doğal ve zorlanmış taşınım koşullarında batarya modülü maksimum sıcaklık değişimi.

Şekil 6'da görüldüğü üzere 3C deşarj oranında gerçekleştirilen deneylerde, batarya modülünde güvenli çalışma sınırları ve yüksek sıcaklık riski göz önünde bulundurularak yalnızca daldırmalı sıvı soğutma koşullarında ölçümler yapılmıştır. 3C deşarj oranında doğal taşınım daldırmalı sıvı soğutma deneyi sonunda batarya modülünün maksimum sıcaklık değeri 33,2 °C iken akışkan sıcaklığı maksimum 28,8 °C seviyesinde olduğu görülmektedir. Batarya ile akışkan arasındaki 4,4 °C sıcaklık farkı, yüksek deşarj oranına bağlı olarak batarya yüzeyinde oluşan ısı birikimini artırmış ve doğal taşınım mekanizması bu ısıyı sınırlı hızda uzaklaştırabilmektedir (Han vd., 2022). Aynı zamanda durgun akışkan batarya yüzeyinde ısı birikmesine neden olurken, bu sistemin ısı iletim ve taşınım kapasitesinin sınırlarına ulaşıldığını da göstermektedir. Ayrıca sistemin termal taşınım kapasitesi yetersiz kalmakta, sıcaklık kontrolü zorlaşmaktadır. Buna karşın, 3C deşarj oranında zorlanmış taşınım koşullarında akışkanın 1 L/dk debiyle sirküle edildiği deneylerde, batarya modülünün maksimum sıcaklığı değeri 28,5 °C ve akışkan maksimum sıcaklığı 22,1 °C seviyesindedir.

Deney sonuçları göz önüne alınarak, daldırmalı soğutmanın etkin ve güvenli bir batarya termal yönetim sistemi sağladığını ortaya koymaktadır. Ayrıca zorlanmış taşınımda yüksek C oranlarında artan ısı üretimine rağmen, Promosol akışkanının sınırlı ısıl iletkenliğine karşın 2C deşarj oranında batarya sıcaklıklarının aşırı yükselmediği, dolayısıyla akışkanın yüksek akım koşullarında da termal kontrol açısından yeterli performans gösterdiği görülmektedir.

SONUÇLAR

Bu çalışmada, lityum-iyon batarya modülünün termal performansını değerlendirmek amacıyla 1C, 2C ve 3C deşarj oranlarında; doğal taşınımlı hava soğutma ve daldırmalı sıvı soğutma (0 L/dk) ile zorlanmış taşınımlı daldırmalı sıvı soğutma (1 L/dk) yöntemlerinin deneyleri gerçekleştirilmiştir. Deneysel çalışmalarda, her bir soğutma yöntemi ve deşarj oranı için batarya modülünün zamana bağlı maksimum sıcaklık değişimleri izlenmiştir. Elde edilen sıcaklık verilerine dayalı, sistemin termal davranışı analiz edilerek, etkin soğutma performansı ve güvenli sıcaklık sınırları açısından karşılaştırmalı değerlendirmeler yapılmıştır.

Deneysel sonuçlara göre, hava ile soğutma 1C ve 2C oranlarında en yüksek batarya sıcaklıklarına neden olmuştur. Hava ile 1C deşarj oranında batarya modülünün maksimum sıcaklığı 37 °C iken 2C deşarj oranında 55,4 °C'ye ulaşarak batarya güvenliği açısından sınır değerlerin aşılmasına neden olmuştur. Doğal taşınımla gerçekleştirilen sıvı soğutma (0 L/dk) koşullarında ise 1C, 2C ve 3C deşarj oranlarında sırasıyla 24,7 °C, 29,5 °C ve 33,2 °C gibi daha düşük maksimum sıcaklık değerleri elde edilmiştir. Promosol dielektrik akışkanın yüksek özgül ısısı sayesinde hava ortamına kıyasla ısı transferi artmış ve daha etkin soğutma gerçekleşmiştir. Yüksek deşarj oranlarında doğal taşınımın yetersiz olması batarya ve akışkan sıcaklığı arasındaki sıcaklık farkı zorlanmış taşınıma göre daha az olsa da batarya yüzeyi maksimum

sıcaklığı olarak zorlanmış taşınım daha iyi performans sergilemiştir.

Zorlanmış taşınımla, yani dielektrik akışkanın 1 L/dk debiyle sirküle edildiği deneylerde ise batarya modülü maksimum sıcaklıkları 1C, 2C ve 3C oranlarında sırasıyla 22,1 °C, 25,2 °C ve 28,5 °C seviyelerine düşmüştür. Bu sonuçlar ise ısı transferinin daha etkin olduğunu, deşarj oranı arttıkça sistemde oluşan ısının da arttığını ve pasif (doğal taşınımlı) sistemlerin bu durumda yetersiz kalabileceği sonucunu göstermektedir. Bu yüzden zorlanmış taşınımlı daldırmalı sıvı soğutmanın, özellikle yüksek akım koşullarında batarya maksimum sıcaklığını güvenli sınırlar içinde tutmak için oldukça etkili bir çözüm sunduğunu göstermektedir.

Ayrıca 3C deşarj oranında yapılan daldırmalı sıvı soğutma deneylerinde, artan ısı üretiminden dolayı 1C ve 2C deşarj oranlarına kıyasla batarya modülü daha yüksek sıcaklıklarla karşı karşıya kaldığı gözlemlenmiştir. Yüksek C oranları, bataryaların daha hızlı enerji boşaltması anlamına geldiği için, oluşan sıcaklık artışı Promosol akışkanın sınırlı ısıl iletkenliğinden dolayı daha belirgindir. Fakat, yine de 2C deşarjda Promosol akışkan ile aşırı sıcaklıklar oluşmadığı ve aşırı ısınmayı engellediği görülmektedir. Sıcaklık dağılımının hala kabul edilebilir seviyelerde kalması, akışkanın yüksek akım uygulamalarında da etkili olduğunu gösterebilmektedir.

Çalışmanın sonucunda, batarya modülünde C oranı arttıkça, şarj ve deşarj sırasında oluşan termal yüklerin büyük ölçüde arttığı ve bu nedenle daha etkili soğutma çözümlerine ihtiyaç duyulduğu görülmektedir. C parametresinin farklı şarj ve deşarj koşulları altında performansı, kullanılan soğutma akışkanının özellikleri ile doğrudan ilişkilidir. Hava ile soğutma sistemlerinde ise C oranı yükseldikçe yetersiz kaldığı ve genellikle bataryalarda aşırı ısınma sorununa yol açtığı görülmektedir. Hava ile soğutmanın yetersiz kaldığı durumlarda sıvı soğutma sistemleri, batarya güvenliği ve verimliliği açısından kritik bir rol oynamaktadır. Bu yüzden daldırmalı sıvı soğutma yüksek deşarj oranlarında batarya sistemleri için çok daha güvenli, etkili ve sürdürülebilir bir termal yönetim stratejisi sunmaktadır.

Daldırmalı sıvı soğutma yöntemi ile batarya modülünde soğutma etkisini artırdığı ve bataryaların daha düşük sıcaklıklarda çalışmasını sağladığı sonucuna ulaşılmıştır. Gelecekteki araştırmalarda, yüksek deşarj oranlarında oluşan ısıl yüklerin daha etkin bir şekilde yönetilmesi için soğutucu akışkanın türü, farklı akış rejimleri, farklı batarya konfigürasyonları ve tank geometrisi gibi parametrelerin incelenmesi önerilmektedir. Bu deneysel verilerle geliştirilecek sayısal modellemeler tasarım optimizasyonuna yönelik olarak zaman ve maliyet açısından önemli katkılar sağlayacaktır.

TEŞEKKÜR

Araştırma, Türkiye Bilimsel ve Teknolojik Araştırma Kurumu (TÜBİTAK-1001 Proje No: 122R059) tarafından desteklenmiştir.

KAYNAKLAR

Chen, D., Jiang, J., Kim, G. H., Yang, C., Pesaran, A. 2016. "Comparison of different cooling methods for lithium ion battery cells". Applied Thermal Engineering, 94, 846-854.

Chen, F., Huang, R., Wang, C., Yu, X., Liu, H., Wu, Q., … Bhagat, R. 2020. "Air and PCM cooling for battery thermal management considering battery cycle life". Applied Thermal Engineering, 173, 115154.

Chen, J., Kang, S., E, J., Huang, Z., Wei, K., Zhang, B., … Liao, G. 2019. "Effects of different phase change material thermal management strategies on the cooling performance of the power lithium ion batteries: A review". Journal of Power Sources, 442, 227228.

Çakır, R., Mammadli, J., Şeker, A. F., Koca, T. E., Şahin, B. 2025. "A Comprehensive Review on Battery Thermal Management and Modeling". Heat Transfer Research, 56(11), 69-95.

Dubey, P., Pulugundla, G., Srouji, A. K. 2021. "Direct Comparison of Immersion and Cold-Plate Based Cooling for Automotive Li-Ion Battery Modules". Energies 2021, Vol. 14, Page 1259, 14(5), 1259.

Han, J. W., Garud, K. S., Hwang, S. G., Lee, M. Y. 2022. "Experimental Study on Dielectric Fluid Immersion Cooling for Thermal Management of Lithium-Ion Battery". Symmetry 2022, Vol. 14, Page 2126, 14(10), 2126.

Kim, J., Oh, J., Lee, H. 2019. "Review on battery thermal management system for electric vehicles". Applied Thermal Engineering, 149, 192-212.

Kirana, Y. M., Fitri, S. P., Shibahara, M. 2025. "Thermal Performance of Immersion Cooling On Li-Ion Battery with Paraffin Wax-based Phase Change Material (PCM) under Ship Rolling and Pitching Angles". IOP Conference Series: Earth and Environmental Science, 1461(1), 012041.

Liang, K., Zhu, Q., Zhou, X. 2023. "Simulation and Characteristic Analysis of High-Temperature Thermal Runaway Process in Ternary Lithium- Ion Batteries".

Li, K., Yan, J., Chen, H., Wang, Q. 2018. "Water cooling based strategy for lithium ion battery pack dynamic cycling for thermal management system". Applied Thermal Engineering, 132, 575-585.

Li, Y., Bai, M., Zhou, Z., Wu, W. T., Hu, C., Gao, L., … Song, Y. 2023. "Thermal management for the 18650 lithium-ion battery pack by immersion cooling with fluorinated liquid". Journal of Energy Storage, 73, 109166.

Li, Y., Zhou, Z., Zhao, J., Hao, L., Bai, M., Li, Y., … Song, Y. 2021. "Three-Dimensional Thermal Simulations of 18650 Lithium-Ion Batteries Cooled by Different Schemes under High Rate Discharging and External Shorting Conditions". Energies 2021, Vol. 14, Page 6986, 14(21), 6986.

Luo, M., Cao, J., Liu, N., Zhang, Z., Fang, X. 2022. "Experimental and Simulative Investigations on a Water Immersion Cooling System for Cylindrical Battery Cells". Frontiers in Energy Research, 10, 803882.

Madani, S. S. (2020). Experimental study of the heat generation of a lithium-ion battery. ECS Transactions, 99(1), 419.

Mirmohammadi, A. 2024. "Lithium-Ion batteries cooling system performance improvement with liquid and phase change materials".

Oh, I. T., Lee, J. S., Han, J. S., Lee, S. W., Kim, S. J., Rhi, S. H. 2023. "Li-Ion Battery Immersed Heat Pipe Cooling Technology for Electric Vehicles". Electronics 2023, Vol. 12, Page 4931, 12(24), 4931.

Rodrigues, M. T. F., Shkrob, I. A., Colclasure, A. M., Abraham, D. P. (2020). Fast charging of li-ion cells: part IV. temperature effects and "safe lines" to avoid lithium plating. Journal of the electrochemical society, 167(13), 130508.

Sundin, D. W., Sponholtz, S. (2020). Thermal management of Li-ion batteries with single-phase liquid immersion cooling. IEEE open journal of vehicular technology, 1, 82-92.

Wu, H. yan, Li, S. tai, Shao, Y. wen, Jin, X. zheng, Qi, X. dong, Yang, J. hui, … Wang, Y. 2020. "Melamine foam/reduced graphene oxide supported form-stable phase change materials with simultaneous shape memory property and light-to-thermal energy storage capability". Chemical Engineering Journal, 379, 122373.

Wu, M. S., Liu, K. H., Wang, Y. Y., Wan, C. C. 2002. "Heat dissipation design for lithium-ion batteries". Journal of Power Sources, 109(1), 160-166.

Wu, W., Wang, S., Wu, W., Chen, K., Hong, S., Lai, Y. 2019. "A critical review of battery thermal performance and liquid based battery thermal management". Energy Conversion and Management, 182, 262-281.

Zhang, J., Wu, X., Zhou, D., Chen, K. 2024. "Numerical and experimental study on efficient optimization of variable cross-section battery thermal management systems using an improved flow resistance network model". International Journal of Heat and Mass Transfer, 218, 124821.

Zhou, H., Dai, C., Liu, Y., Fu, X., Du, Y. 2020. "Experimental investigation of battery thermal management and safety with heat pipe and immersion phase change liquid". Journal of Power Sources, 473, 228545.

COMPARATIVE NUMERICAL ANALYSIS OF PASSIVE AND HYBRID THERMAL MANAGEMENT STRATEGIES FOR LITHIUM-ION BATTERY PACKS USING PCM/EG COMPOSITES

Ece Nur BULUT*, Melih YILDIZ, Ahmet AKTÜRK**, Mustafa Yusuf YAZICI***
* Samsun University, Faculty of Engineering and Natural Sciences, Mechanical Engineering Department, 55420 Ballıca, SAMSUN, ecenurbulut@gmail.com, myusuf.yazici@samsun.edu.tr
** Iğdır University, Faculty of Engineering, Mechanical Engineering Department, 76000 Suveren/Merkez, IĞDIR, aakturk@igdir.edu.tr, melih.yildiz@igdir.edu.tr

Abstract: The ongoing energy shortage and the environmental pollution caused by fossil fuels have made lithium-ion batteries a promising alternative energy source for the electric vehicle industry, due to their high energy density and long lifespan. However, Li-ion batteries are highly sensitive to temperature variations. Uneven temperature distribution can result in overheating, capacity loss, thermal runaway and even explosions; therefore, effective thermal management cooling systems are essential. Among these, hybrid-cooling strategies, which integrate the strengths of both passive and active methods, stand out as a critical solution for ensuring optimal performance and safety in lithium-ion battery applications. In this study, 16 aluminum cells, designed to replicate the heat generation rates of lithium-ion batteries, were embedded within a PCM/EG composite to implement a passive cooling strategy, and liquid cooling channels were integrated into the composite, combining active cooling with passive method to develop a hybrid thermal management system. Numerical analyses are performed using ANSYS/Fluent software under varying inlet velocities for the hybrid cooling case and different volumetric heat generation rates for both passive and hybrid cooling cases. The results indicate that the hybrid cooling system achieves lower cell temperatures compared to passive cooling. Increases in fluid velocity enhances the active cooling capacity but reduces latent heat utilization. These findings emphasize the importance of balancing active and passive cooling mechanisms to boost battery performance and safety.
Keywords: Battery thermal management, Cooling, Lithium-ion, Phase change material, Thermal analysis

INTRODUCTION

The performance and safety of lithium-ion batteries are highly sensitive to temperature variations. In practical applications, the surface temperature of lithium-ion batteries is recommended to not exceed 50 °C and not fall below 25 °C. Furthermore, to maintain inter-cell balance and ensure uniform temperature distribution within the battery pack, the maximum temperature difference (ΔT) between cells is preferably kept below 5 °C [An et al., 2019; Ling et al., 2020]. Battery thermal management systems (BTMSs) are employed, particularly under high-power or extreme conditions, to keep batteries within a safe temperature range and maintain uniform temperature distribution. BTMSs are generally classified into five main types: air cooling, liquid cooling, heat pipe cooling, PCM-based cooling, and hybrid cooling. Air cooling is the simplest and most cost-effective method, offering easy maintenance and straightforward design. However, its limited heat removal capability and difficulty in maintaining uniform cell temperatures reduce its effectiveness, especially under high loads or elevated ambient temperatures. Liquid cooling typically circulates water or ethylene glycol through channels in contact with battery modules to absorb and transfer heat away from cells. This method provides more uniform temperature control and better thermal performance than air cooling, making it more suitable for high-power and harsh-environment applications. Its drawbacks include a complex system architecture, higher initial investment, and increased energy consumption [Chen et al., 2022]. Heat pipes offer high thermal conductivity, low weight, and minimal maintenance at relatively low cost. However, their limited contact area and large integration volume often make them more effective when combined with other cooling methods rather than used alone [Saeedipour et al., 2025]. PCMs have gained attention in recent years for BTMS applications. Compared to air cooling, they offer higher heat capacity; compared to heat pipes, they require simpler structures; and compared to liquid cooling, they consume less energy while maintaining a

more uniform temperature distribution [Jiang et al., 2019; Lin et al., 2015]. Their operation relies on the solid–liquid phase transition to absorb excess heat from cell surfaces [Li et al., 2024]. A major drawback is their low thermal conductivity (0.2–0.4 W/m·K), which limits standalone effectiveness [Wu et al., 2017]. To address this, researchers have added high-conductivity materials, creating CPCMs with expanded graphite foam (EG) [Mills and Al-Hallaj, 2005], metal foams [Wang et al., 2015], graphene [Shi et al., 2013], carbon nanotubes [Wang et al., 2009], and nano-additives [Chen et al., 2017]. These additions enhance thermal performance, but once PCM latent heat is utilized, cooling efficiency declines. Integrating a secondary cooling method, such as liquid cooling, into PCM structures forms a hybrid BTMS [Zhu et al., 2022], which improves latent heat recovery and overall performance.

Researchers have investigated various PCM/CPCM–liquid cooling designs. Zhu et al. (2022) developed a hybrid BTMS by enhancing PCM conductivity with EG and pairing it with liquid cooling. Optimization reduced maximum temperature from 51.17 °C to 44.36 °C and ΔT from 10.28 °C to 3.45 °C compared to the initial design. Chen et al. (2022) integrated liquid cooling with CPCM reinforced by EG, using segmented CPCMs with varied structures. This improved heat transfer and temperature uniformity, reducing T_{max} by 1.3 °C and ΔT by 1.4 °C, while lowering power consumption by 33.3%. Zhao et al. (2023) combined CPCM and liquid cooling using copper foam with paraffin. Their results showed that Reynolds number (Re = 0–112) in cooling channels significantly affected temperature control; higher Re reduced peak cell temperatures and temperature variation. Under extreme ambient conditions, temperatures dropped by up to 13 °C at 45 °C and rose by 8 °C at 15 °C. Li et al. (2025) numerically studied a hybrid BTMS with PCM/CPCM and liquid cooling mini-channels, comparing PCM cooling, liquid cooling, and hybrid cooling at 20 °C and 40 °C. Operational parameters included aluminum wall thickness, coolant velocity, and EG content. At 40 °C, the hybrid design outperformed others and achieved a 28.81% weight saving over liquid cooling. Chen et al. (2025) modeled a hybrid BTMS using CPCM with 9-wt% EG, 2.5 mm CPCM thickness, a 37 °C phase change temperature, and 0.05 m/s inlet velocity. This configuration reduced maximum battery temperature by 22.2%, improved temperature uniformity by 16.8%, and decreased PCM liquid fraction by 61.7%. Sun et al. (2025) studied a hybrid BTMS combining CPCM with EG and topology-optimized liquid cooling plates for cylindrical lithium-ion batteries. They varied coolant flow rate, PCM thickness, and delayed cooling activation in experiments and simulations. The hybrid BTMS with topology optimized cooling (TOC) kept cell temperatures below ~46 °C and reduced power consumption by up to 44.8%.

In the present study, passive and hybrid thermal management strategies were investigated using 16 aluminum dummy cells in place of actual cells. Passive cooling employed a PCM/EG composite, while the hybrid system integrated liquid-flow channels into the composite. These channels, with three inlets and three outlets, ensured efficient coolant distribution and heat transfer. Numerical simulations in ANSYS Fluent evaluated thermal behavior under different coolant velocities and heat-generation rates.

METHODOLOGY

The study numerically examines the temperature variations of the cell under passive and hybrid cooling systems. Accordingly, three-dimensional models, as depicted sequentially in Figure 1a and Figure 1b, were developed for the solution domain of both the passive and hybrid configurations. The numerical analyses were conducted using ANSYS Fluent, a computational fluid dynamics (CFD) software based on the finite volume method. The passive cooling system consists of 16 dummy cells embedded within a composite phase change material (CPCM) composed of PCM and EG. For the hybrid-cooling configuration, three U-shaped serpentines, copper tubes with a diameter of 5 mm and a wall thickness of 0.5 mm are integrated into the CPCM domain. Water serves as the cooling fluid. In this design, the coolant is distributed into individual channels and follows a U-shaped serpentines as shown in Figure 1b. This flow arrangement was analyzed for different inlet velocities to assess its impact on local temperature gradients within the CPCM region and the thermal uniformity of the battery cells. While geometric models are illustrated in Figure 1a and Figure 1b, the mesh structures are shown in Figure 1c and Figure 1d. As demonstrated in the figures, the red regions represent dummy cells with 18650-battery size, the gray region corresponds to the CPCM material, and the blue areas denote the flow channels utilized for active cooling. The mesh structure was constructed using both tri-mesh and hexahedral mesh elements. To ensure mesh independence, the grid spacing across different mesh configurations was taken into account. The computational domains consist of mesh structures with cell counts ranging from 1.165.082 to 4.559.543. The mesh dependency was evaluated by considering the temperature value of the cell 1 as shown in the Figure 1a. The change in temperature of the cell was determined to be lower than 1.0% in the range of cell numbers. Therefore, the mesh structure with 2.492.472 cells were selected to avoid worsened mesh quality and higher computational cost.

Mathematical Model

To analyze the heat transfer in these regions, the following assumptions were considered in the mathematical model:

- The thermal contact resistance between the PCM/EG and the dummy cells were neglected.

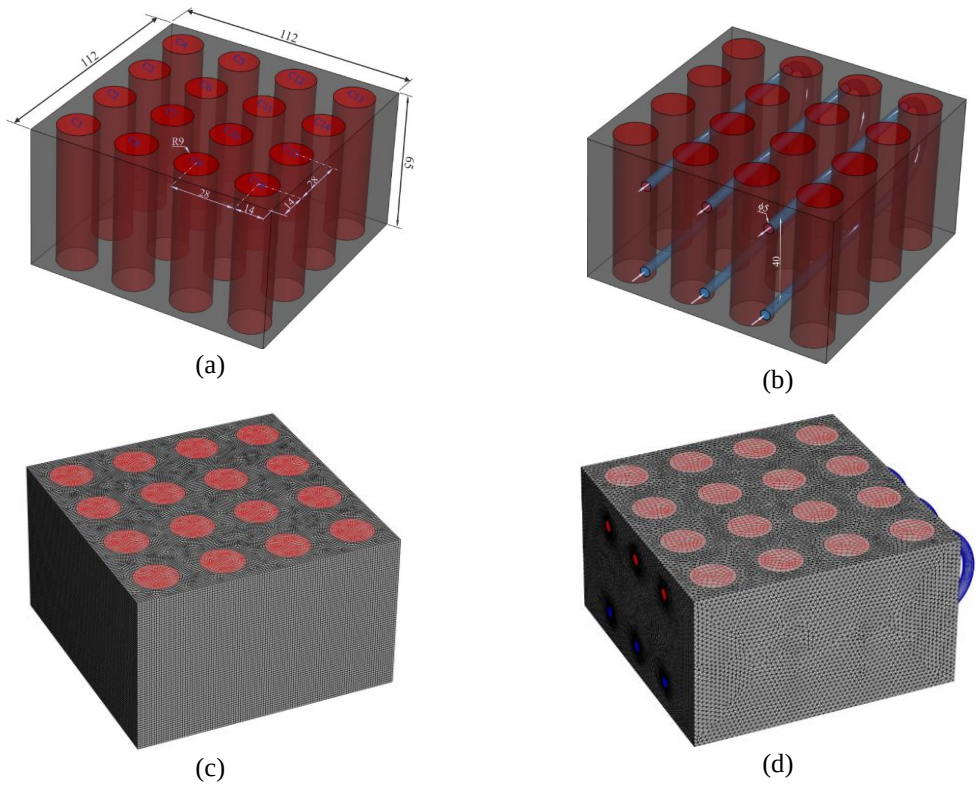


Figure 1. a) Passive cooling with PCM/EG medium **b)** Hybrid cooling; PCM/EG medium and triple, vertical, u-tube liquid cooling **c)** Passive cooling mesh structure **d)** Hybrid cooling mesh structure

- The PCM/EG domain was considered as a composite material, and the effects of porosity were not considered.
- Buoyancy effects within the PCM/EG region were included using the Boussinesq approximation.
- The flow was assumed to be laminar.
- Convective heat transfer with a heat transfer coefficient of 5W/m²K was assumed on the side and top surfaces of the PCM/EG region, while the bottom surface was adiabatic.
- Radiative heat transfer was neglected.

Accordingly, the governing equations can be expressed as follows:

Continuity equation at PCM/EG solution domain:

$$\frac{\partial \rho_{pcm}}{\partial t} + \nabla . \left(\rho_{pcm} . \vec{u} \right) = 0 \qquad (1)$$

At liquid cooling fluid zone:

$$\frac{\partial \rho_{w}}{\partial t} + \nabla . \left(\rho_{w} . \vec{v} \right) = 0 \qquad (2)$$

In Equations (1) and (2), the densities of the PCM/EG composite and water respectively represent. Similarly, u and v denote the velocities of the phase change material in the liquid phase and water respectively.

Momentum equation at PCM/EG solution domain:

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\rho_{pcm} . \vec{u} \right) + \rho_{pcm} \left(\vec{u} . \nabla \right) \vec{u} = -\nabla P + \mu \nabla^2 . \vec{u} + \rho_{pcm} \beta \vec{g} \left(T - T_{ref} \right) \qquad (3)$$

At liquid cooling fluid zone:

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\rho_{w} . \vec{v} \right) + \rho_{w} \left(\vec{v} . \nabla \right) \vec{v} = -\nabla P + \mu \nabla^2 . \vec{v} + \rho_{w} \vec{g} \qquad (4)$$

Energy equation at PCM/EG solution domain:

$$\rho_{pcm} \frac{\partial H_{pcm}}{\partial t} + \nabla \left(\rho_{pcm} \vec{u} H_{pcm} \right) = \nabla \left(k_{pcm} \nabla T_{pcm} \right) \qquad (5)$$

Here k_{pcm} represents the thermal conductivity of PCM/EG composite material, while H_{pcm} denotes its enthalpy. During the phase change process, enthalpy consists of both sensible and latent heat components. Therefore, enthalpy is calculated using the following expression:

$$H_{pcm} = h_{ref} + \int_{Tref}^{T} c_{p,pcm} dt + f H_{L,pcm} \qquad (6)$$

In Equation (6), h_{ref} denotes the reference enthalpy at the reference temperature, while T_{ref}, $c_{p,pcm}$ and $H_{L,pcm}$ represent the reference temperature (298.15 K), specific heat capacity and latent heat of the PCM/EG composite respectively. The liquid fraction f is determined by using Equation (7) by defining the solidus temperature Ts and the liquidus temperature T_l.

$$f = \{0 \; if \; T < T_s \; \frac{T - T_s}{T_l - T_s} \tag{7}$$

$$if \; T_s < T < T_l \; 1 \; if \; T > T_l$$

In Equation (7), T, T_s and T_l represent the temperature of the PCM/EG composite, the solidus temperature and the liquidus temperature respectively.

At liquid cooling fluid domain,

$$\rho_w \frac{\partial E}{\partial t} + \nabla\left(\vec{v}\left(\rho_w E + p\right)\right) = \nabla\left(k_w \nabla T_w\right) \tag{8}$$

In Equation 8, *E* denotes the flow energy, while k_w and T_w represent the thermal conductivity and the temperature of the coolant within the flow domain, respectively. The flow energy is determined as follows.

$$E = h - \frac{p}{\rho_w} + \frac{v^2}{2} \tag{9}$$

In Equation 9, *h* denotes enthalpy and is calculated using the following expression:

$$h = c_{p,w} dT_w \tag{10}$$

At battery domain

$$\rho_b c_{p,b} \frac{\partial T_b}{\partial t} = \nabla\left(k_b \nabla T_b\right) + Q_s \tag{11}$$

In Equation 11; ρ_b, $c_{p,b}$ and k_b represent the density, specific heat capacity and the thermal conductivity of the battery, respectively. Qs denotes the heat generation within the battery.

To evaluate the role of active cooling specifically during the phase change state, the active cooling fraction (F_{act}) is defined in Equation 12, based solely on the latent heat absorbed and the corresponding active cooling capacity during this period.

$$F_{act} = \frac{\int_{t=t}^{t=t_{ep}} \dot{m}_w c_{p,w}\left(T(t) - T_g\right) dt}{f m_{pcm} H_{L,pcm} + \int_{t=t}^{t=t_{ep}} \dot{m}_w c_{p,w}\left(T(t) - T_g\right) dt} \tag{12}$$

The thermophysical properties of the materials used in the study are presented in Table 1.

Table 1. Thermophysical properties of materials

	CPCM	Aluminum cell	Water	Copper
Thermal conductivity [W/m.K]	5.74	202.4	0.6	387.6
Density [kg/m3]	796	2719	998.2	8978
Specific heat [J/kg K]	1852	871	4182	381
Dynamic Viscosity [kg/m s]	0.005		0.001	
Latent heat [kj/kg]	144			
Phase change temperature [K]	306.35-309.35			
Thermal expansion coefficient [1/K]	0.00076			

Boundary Conditions

The initial condition of the model was defined as $T_b(x,y,z,0) = T_{PCM}(x,y,z,0) = T_w(x,y,z,0) = T_a = 298.15$ K.

At the contact surface between the battery and the PCM/EG region:

$$-k_c \frac{\partial}{\partial n} T_c = -k_{pcm} \frac{\partial}{\partial n} T_{pcm} \tag{13}$$

At the side and top surfaces of PCM/EG region:

$$-k_{pcm} \frac{\partial}{\partial n} T_{pcm} = h_s \left[T_{pcm} - T_a\right] \tag{14}$$

At the bottom surface of the PCM/EG region and the battery:

$$\frac{\partial}{\partial n} T_{pcm} = 0 \;\; ve \;\; \frac{\partial}{\partial n} T_b = 0 \tag{15}$$

At the top surfaces of the battery cells:

$$-k_b \frac{\partial}{\partial n} T_b = h_s \left[T_b - T_a\right] \tag{16}$$

At the interface between the PCM/EG region and the liquid cooling domain:

$$-k_w \frac{\partial}{\partial n} T_w = -k_{pcm} \frac{\partial}{\partial n} T_{pcm} \tag{17}$$

At the outer surfaces of the liquid cooling system:

$$-k_w \frac{\partial}{\partial n} T_w = h_s \left[T_w - T_a \right] \quad (18)$$

At the liquid cooling inlet:

v= constant velocity (m/s), $P=P_{atm}$

At the liquid cooling outlet:

P_{static}=0 and T_{bf}=300 K

Solution Process

Table 2. Operating parameters

Passive Cooling			
Coolant Fluid			**Battery Cell**
Velocity (m/s)	m (kg/s)	Re	Heat generation (kW/m^3)
-	-	-	200 250 300
Hybrid Cooling			
0.010	$4.76\ 10^{-4}$	44.78	200 250 300
0.025	$1.19\ 10^{-3}$	111.96	200 250 300
0.050	$3.38\ 10^{-3}$	223.92	200 250 300
0.075	$3.57\ 10^{-3}$	335.88	200 250 300
0.100	$4.76\ 10^{-3}$	447.84	200 250 300

The governing equations, along with the initial and boundary conditions were solved using the finite volume method via ANSYS/FLUENT computational fluid dynamics (CFD) software. The SIMPLE scheme was used for pressure-velocity coupling, while the Second-Order Implicit scheme was used for the discretization of the governing equations. The continuity and energy equations were solved with convergence criteria of 10^{-3} and 10^{-6} respectively, using a time step of 0.5 seconds throughout the simulation time of 1800 seconds. In this study, numerical analyses were carried out for the passive cooling configuration and the hybrid-cooling model under varying inlet velocities and constant heat generation rates. Temperature variations were obtained from the surface average temperature of the reference cell 7 for both cooling systems and were comparatively analyzed. An appropriate inlet velocity was identified to enhance the performance of passive cooling system. The operating parameters used in the simulations are summarized in Table 2.

RESULTS AND DISCUSSIONS

As expected, the temperature results obtained with the hybrid cooling system are lower compared to passive cooling configuration. This can be attributed to the heat generated by the battery first being transferred to the PCM/EG region, followed by the removal of a portion of this heat through active cooling. In the active cooling system, an increase in flow rate enhances the heat transfer rate, thereby reducing the overall temperature. As shown in Figure 2a, 2b and 2c, there is a direct relationship between temperature variations and the progression of the liquid phase fraction. Considering only the passive cooling case, the PCM -initially in a solid state- undergoes a rapid temperature rise due to heat transfer from the battery, which continues until the phase change temperature is reached.

As shown in Figure 2, inflection points occur in the temperature curves corresponding to phase change transition from solid to liquid phase. Hence, the rate of temperature rise drops due to the latent heat effects after these points. Once PCM is fully melted, the temperature begins to increase rapidly again. The main drawback of passive cooling using phase change materials emerges at this stage, because only sensible heat is absorbed. Consequently, the heat generated by the cells increases the temperature of CPCM, reducing the amount of heat transferred from the cell surfaces to the surroundings. This may result in the battery temperature reaching or exceeding the safe operating limit. As shown in the figures, in cases where the PCM has completely transitioned to the liquid phase under passive cooling, the final simulation temperatures are remarkably higher than those in cases of hybrid cooling. In contrast, under hybrid cooling conditions, active cooling prolongs the solid-to-liquid phase transition period and slows down the phase change rate.

As a result, the liquid phase fraction remains below 1.0 throughout the simulation. Thus, simulation's final temperature is lower compared to the passive cooling case. With increasing flow rate, the load carried by active cooling also increases, leading to reductions in both final temperature values and the liquid phase fractions. Table 3 summarizes temperatures obtained at 1800 s and the times at which phase change initiates. The temperature distribution within the battery cooling system significantly affects the thermal uniformity of the battery. cells inside the module. In practice, this non-uniformity leads to cell balancing challenges within the battery module or pack. Therefore, such effects must be

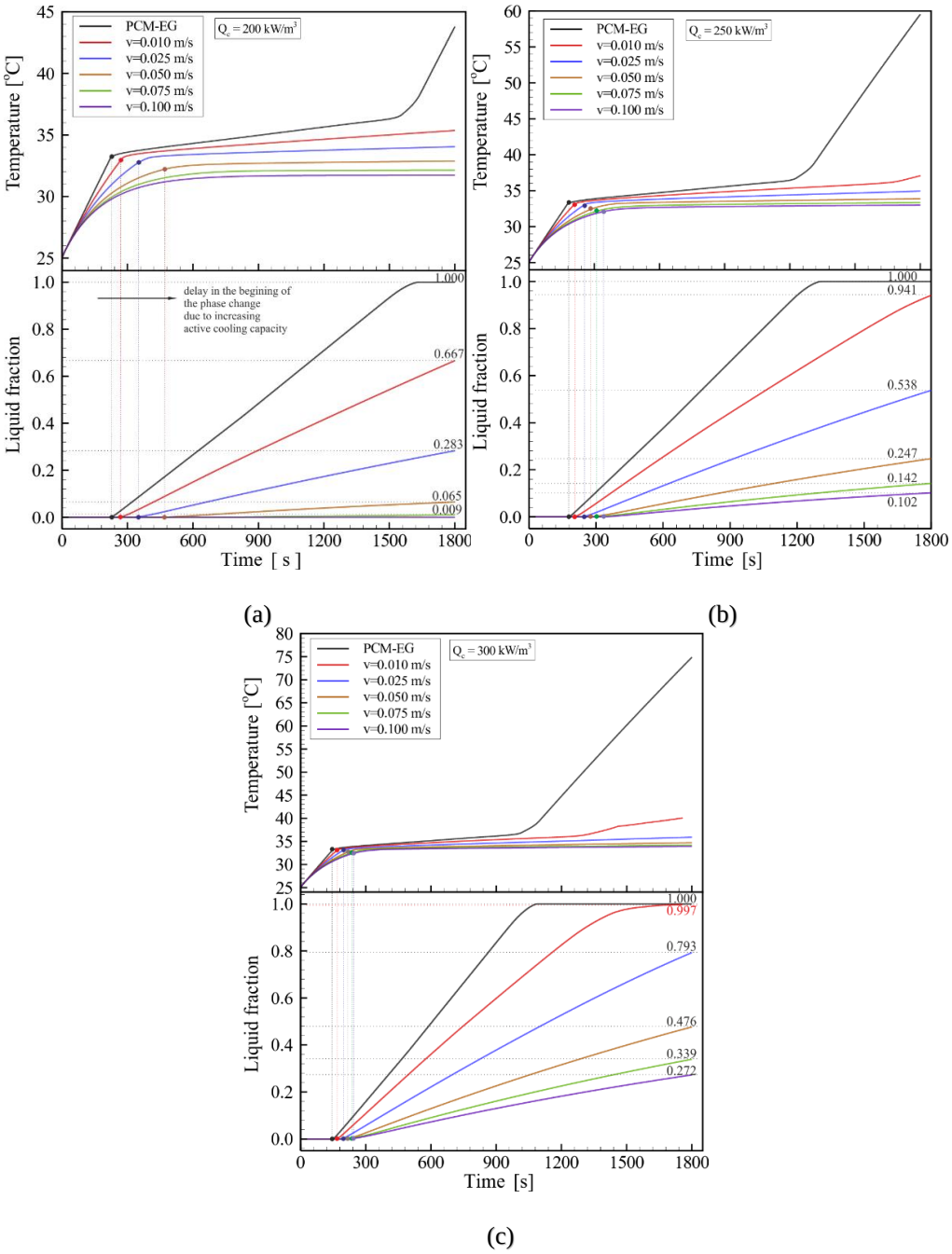


Figure 2. a) Comparison of the time-dependent temperature variations of the reference cell and the volumetric liquid phase fraction in the PCM domain at 200 kW/m^3 heat generation **b)** at 250 kW/m^3 heat generation. **c)** at 300 kW/m^3 heat generation

Table 3. Phase change initiation points and final simulation temperature for passive and hybrid cooling under different volumetric heat generation values and coolant velocities

Passive Cooling			**Hybrid Cooling**									
-			0.010 m/s		0.025 m/s		0.050 m/s		0.075 m/s		0.100 m/s	
Q (kW/m^3)	T (°C)	t (s)	T (°C)	t (s)	T (°C)	t (s)	T (°C)	t (s)	T (°C)	t (s)	T (°C)	t (s)
200	43.38	223	35.37	253	34.04	314	32.88	440	32.14	640	31.73	-
250	59.53	177	37.08	196	34.94	225	33.87	267	33.34	300	33.00	322
300	74.84	148	40.50	159	35.91	176	34.71	197	34.18	211	33.91	319

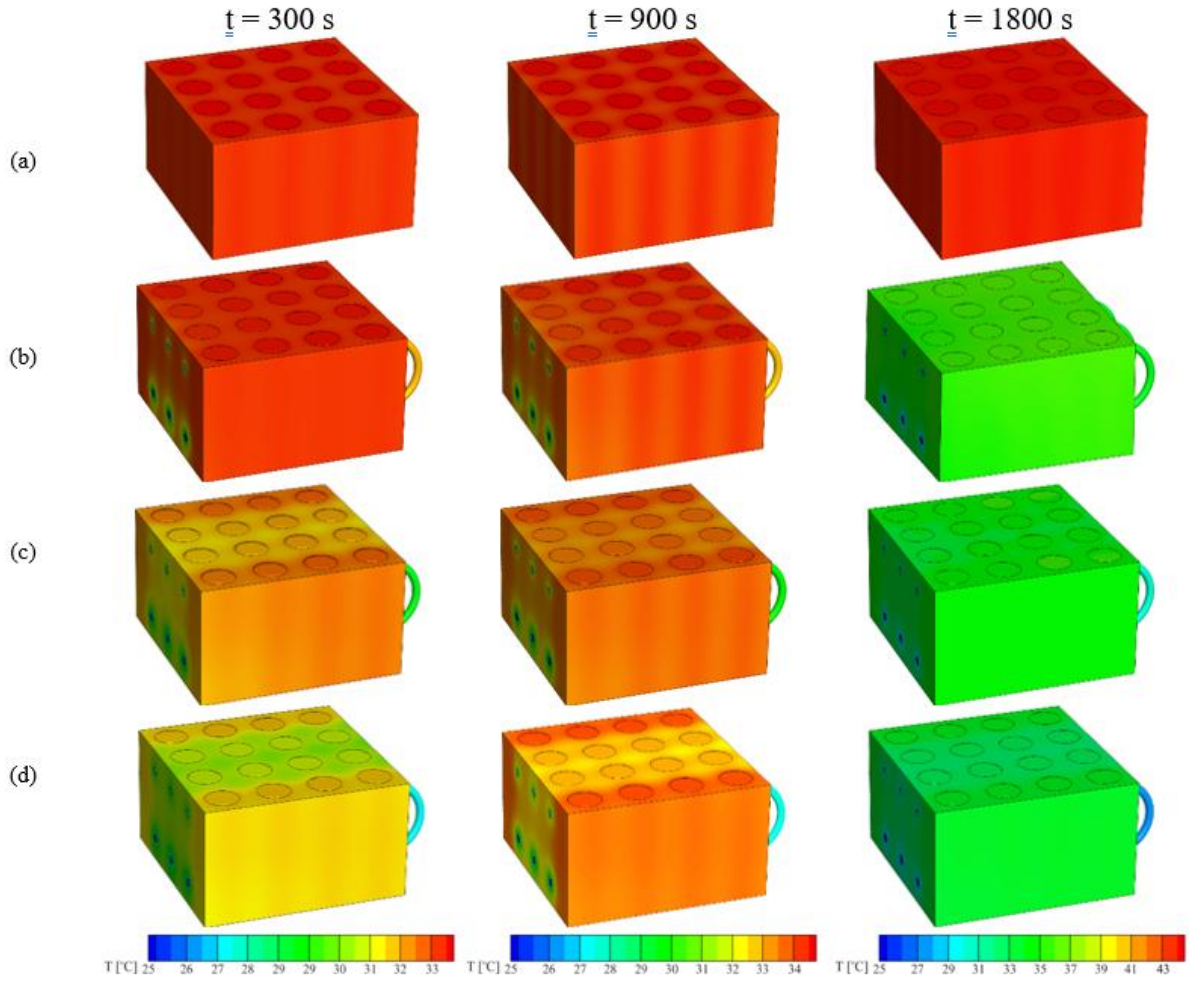


Figure 3. Temperature distributions in PCM/EG and hybrid cooling systems at a heat generation rate of 200 kW/m^3: **(a)** PCM/EG, **(b)** hybrid (v = 0.010 m/s), **(c)** hybrid (v = 0.025 m/s), **(d)** hybrid (v = 0.050 m/s)

considered in the design of hybrid cooling systems. Figure 3 illustrates the temperature distributions in the PCM/EG and hybrid cooling systems at various time instances. As shown in the figure, although the temperature levels are generally higher in the passive cooling case, a more uniform surface temperature distribution is achieved. On the other hand, in the hybrid cooling system, the thermal uniformity is reduced, particularly in the central region and along the edges perpendicular to the flow direction. This is mainly because the cooling serpentine tubes are embedded in the inner part of the PCM/EG domain, resulting in higher local heat transfer rates compared to the outer regions. Moreover, as the flow rate increases, the cooling capacity improves due to higher fluid velocity. However, this also leads to further deterioration in temperature uniformity. Nevertheless, when evaluating the maximum and minimum temperature values in the domain, the overall non-uniformity remains within an acceptable range of approximately 2.6 ℃.

Figure 4 presents the volumetric distribution of the liquid phase fraction within the cooling systems. Phase changes can be clearly observed around 300 s in both passive case and the hybrid case configuration at a flow velocity of 0.01 m/s.As expected, these transitions primarily occur around battery cells. Although lower temperature values are achieved with the hybrid cooling system, it is crucial to maximize the contribution of passive cooling during this process. Passive cooling operates without any additional energy input by utilizing the latent heat potential during the phase change process. In contrast, hybrid cooling systems require extra pumping or fan work because of active cooling components. For this reason, to minimize this additional energy demand, the passive cooling effect should be employed as much as possible in the early stages of the process.

Figure 5 illustrates the variation of the active cooling fraction with respect to flow velocity at different volumetric heat generation rates. As defined in Equation 12, F_{act} value of 0.5 indicates that the contributions of active cooling and latent heat to the overall cooling capacity are equal. When the active cooling fraction exceeds 0.5, it suggests that active cooling plays a more dominant role in the total cooling process, implying insufficient utilization of the latent heat potential. For all heat generation rates, the active cooling contribution at

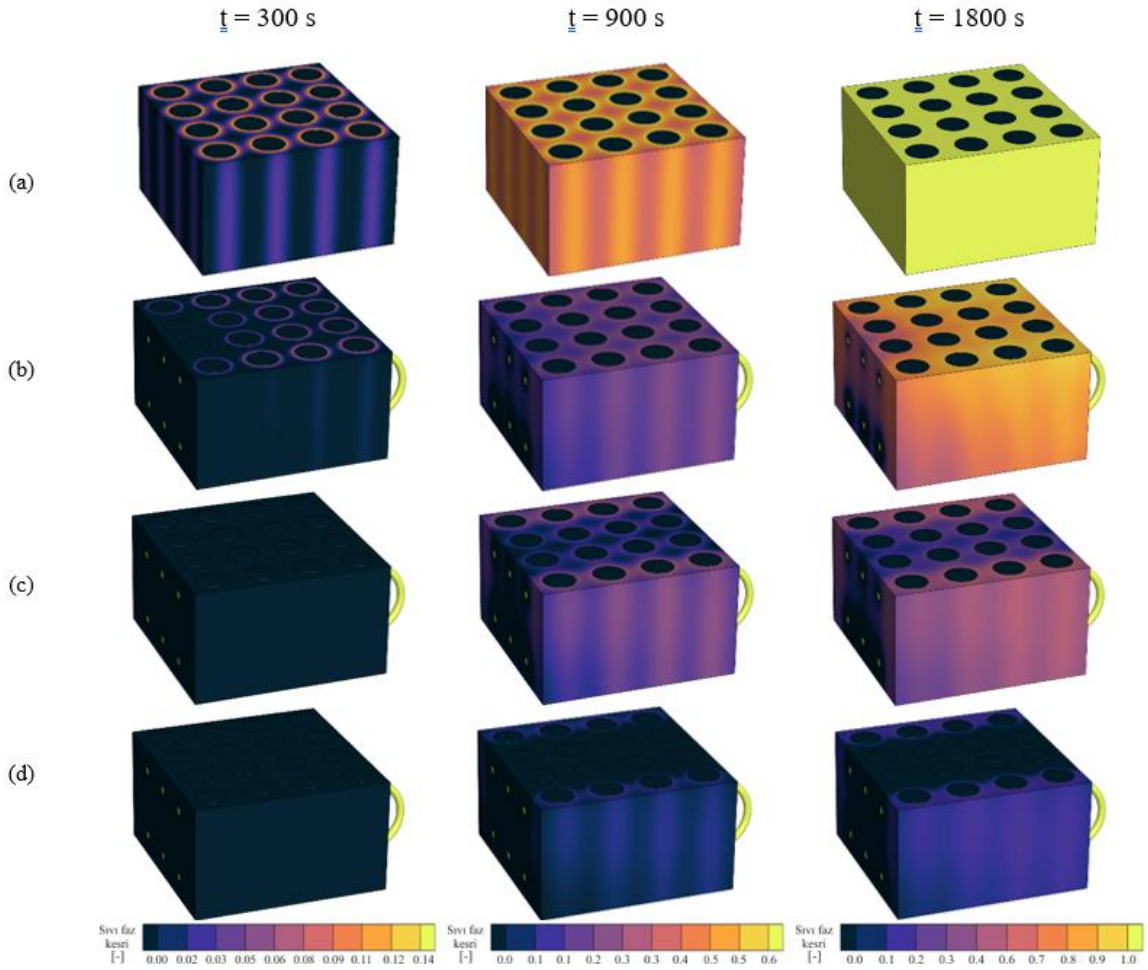


Figure 4. Liquid phase fraction distributions in PCM/EG and hybrid cooling systems at a heat generation rate of 200 kW/m^3: **(a)** PCM/EG, **(b)** hybrid (v = 0.010 m/s), **(c)** hybrid (v = 0.025 m/s), **(d)** hybrid (v = 0.050 m/s)

flow velocity of 0.05 m/s is higher than that of latent heat-based passive cooling. Conversely, when the active cooling fraction remains below 0.5, the system benefits more significantly from the latent heat absorption during the phase change process. As shown in Figure 2, volumetric liquid phase ratios did not reach even 50% for any of the heat generation cases. This is particularly evident under the 200 kW/m³ heat generation condition, where the simulation at a fluid velocity of 0.025 m/s demonstrated a comparable outcome. These cases generally indicate that the active cooling system, which requires additional energy input, dominated the cooling process without fully utilizing the latent heat potential of the phase change material.

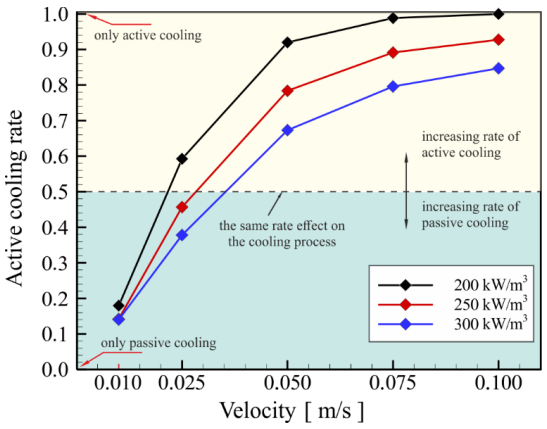


Figure 5. Impact of active cooling in the hybrid cooling system under varying heat generation rates and flow velocities.

CONCLUSIONS

Based on the results obtained from the numerical analysis carried out in this study, the following conclusions can be drawn:

- Compared to the passive cooling configuration, the hybrid cooling system resulted in lower temperatures at cells.
- Increasing the flow velocity enhanced the active cooling capacity and led to further temperature reduction, however it also reduced the contribution of latent heat.
- Considering the balance between active and latent cooling capacities, a flow velocity of 0.01 m/s

was found to be more favorable across all heat generation levels.

- Under 250 kW/m^3 and 300 kW/m^3 heat generation conditions, higher latent heat utilization was observed at flow velocities between 0.01 m/s and 0.025 m/s.

ACKNOWLEDGEMENTS

This study was financially supported by TUBITAK TEYDEB 1501 with project number 3231063.

REFERENCES

An Z. G., Chen X., Zhao L., Gao Z., 2019, Numerical Investigation on Integrated Thermal Management for a Lithium-Ion Battery Module with a Composite Phase Change Material and Liquid Cooling, *Applied Thermal Engineering*, 163(2019), 114345.

Chen H., Wei G., Xu L., Du X., 2025, Performance study on a novel hybrid thermal management system for cylindrical lithium-ion battery pack based on liquid cooling and PCM, *Applied Thermal Engineering*, 220 (2025), 126392.

Chen X., Zhou F., Yang W., Gui Y., Zhang Y., 2022, A hybrid thermal management system with liquid cooling and composite phase change materials containing various expanded graphite contents for cylindrical lithium-ion batteries, *Applied Thermal Engineering*, 200(2022), 117702.

Chen, Y., Luo, W., Wang, J., & Huang, J., 2017, Enhanced thermal conductivity and durability of a paraffin wax nanocomposite based on carbon-coated aluminum nanoparticles. *The Journal of Physical Chemistry C*, 121(23), 12603–12609.

Jiang, L., Zhang, H., Li, J., & Xia, P., 2019, Thermal performance of a cylindrical battery module impregnated with PCM composite based on thermoelectric cooling. *Energy*, 188, 116048.

Li B., Mao Z., Song B., Wang X., Tian W., Sun Q., Wang Y.-F., Jin Z., 2024, Experimental Investigation on Efficient Thermal Management of Autonomous Underwater Vehicle Battery Packs Using Anisotropic Expanded Graphite/Paraffin Composite Materials, *Applied Thermal Engineering*, 243(2024), 122477.

Li, X., Li, L., Hang, W., Wang, W., Yin, M., Wang, X., Bei, S., Xu, Q., Liu, J., & Zheng, K., 2025, Systematic investigation of hybrid cold plate combining embedded phase change material with liquid cooling minichannels under different ambient temperatures for battery thermal management. *Journal of Energy Storage*, 108(2025), 115125.

Lin, C., Xu, S., Chang, G., & Liu, J., 2015, Experiment and simulation of a LiFePO4 battery pack with a passive thermal management system using composite phase change material and graphite sheets. *Journal of Power Sources*, 275, 742–749.

Ling Z. Y., Lin W., Zhang Z., Fang X., 2020, Computationally Efficient Thermal Network Model and Its Application in Optimization of Battery Thermal Management System with Phase Change Materials and Long-Term Performance Assessment, *Applied Energy*, 259 (2020), 114120.

Mills, A., & Al-Hallaj, S., 2005, Simulation of passive thermal management system for lithium-ion battery packs. *Journal of Power* Sources, 141(2), 307–315.

Saeedipour S., Gharehghani A., Rabiei M., Mahmoudzadeh Andwari A., Mehranfar S., Mico Reche C., Rabiei N., 2025, Efficient BTMS for lithium-ion batteries: A study on PCM/Metal foam, heat pipe, and microchannel integration, *Transportation Engineering*, 20(2025), 100330.

Shi, J.-N., Ger, M.-D., Liu, Y.-M., Fan, Y.-C., Wen, N.-T., Lin, C.-K., & Pu, N.-W., 2013, Improving the thermal conductivity and shape-stabilization of phase change materials using nanographite additives. *Carbon*, 51, 365–372.

Sun, W., Li, P., Cheng, W., Li, C., Qi, X., Shen, H., & Shao, X., 2025, Novel hybrid thermal management system for cylindrical lithium-ion battery based on CPCM and topology-optimized liquid cooling. *Energy*, 329(2025), 136719.

Wang, J., Xie, H., & Xin, Z., 2009, Thermal properties of paraffin based composites containing multi-walled carbon nanotubes. *Thermochimica Acta*, 488(1–2), 39–42.

Wang, Z., Zhang, Z., Jia, L., & Yang, L., 2015, Paraffin and paraffin/aluminum foam composite phase change material heat storage experimental study based on thermal management of Li-Ion Battery. *Applied Thermal Engineering*, 78, 428–436.

Wu, W., Yang, X., Zhang, G., Chen, K., & Wang, S. 2017, Experimental investigation on the thermal performance of heat pipe-assisted phase change material based Battery Thermal Management System. *Energy Conversion and Management*, 138, 486–492.

Zhao Y., Zou B., Ding J., Ding Y., 2023, Experimental and numerical investigation of a hybrid battery thermal management system based on copper foam-paraffin composite phase change material and liquid cooling, *Applied Thermal Engineering*, 218(2023), 119312.

Zhu W., Lei F., Zhong H., Jiang X., 2022, Thermal performance revival of composite PCM for hybrid BTMSs by architecture and formula integrated optimization, *Applied Thermal Engineering*, 210(2022), 118320.

THERMAL PERFORMANCE ASSESSMENT AND ENERGY EFFICIENCY IMPROVEMENT OF A DOMESTIC HOT WATER TANK WITH PCM

Mahmut Sami BÜKER*, Veli Can GÜRAN,Ahmet Emre ONAY**, Halil İbrahim DAĞ*****
*Necmettin Erbakan University, Konya, Turkiye e-mail: msbuker@erbakan.edu.tr
** Innorma R&D Inc., Konya, Turkiye e-mail: velican.guran@innorma.com
***SOLIMPEKS Solar Corp., Konya, Turkiye

Özet: Günümüzde sürdürülebilir ısıtma sistemlerinde enerji verimliliği, birçok sektörde giderek daha önemli hale gelmiştir. Binalarda enerji tüketiminin yaklaşık %30'unun kullanım sıcak suyu için harcandığı göz önüne alındığında, kullanım sıcak suyu tanklarının verimliliğinin artırılması önemli bir enerji tasarrufu potansiyeli sunmaktadır. Bu bağlamda, Faz Değişim Malzemeleri (FDM) entegreli sıcak su tankları, geleneksel su bazlı sistemlere göre önemli avantajlar sağlamaktadır. Bu çalışmada, FDM'li bir kullanım sıcak suyu tankının termal performansı değerlendirilmiştir. Şarj (ısıtma), deşarj (kullanım suyu eldesi) ve ısı kaybı analizleri Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) yöntemi ile gerçekleştirilmiştir. Sonuçlara göre, 300 litrelik bir sıcak su deposuna yaklaşık 3 kg parafin tüpü eklenmesi ile kullanılabilir sıcak su miktarı geleneksel tanklara kıyasla en az %10 oranında artmaktadır. FDM'li ve FDM'siz tanklar için yapılan deneysel ve sayısal karşılaştırmalarda, FDM'li tankın şarj süresinin standart sıcak su tankı ile neredeyse aynı olduğu; buna karşılık deşarj süresinin yaklaşık 2,5 dakika daha uzun sürdüğü belirlenmiştir. Isı kaybı analizinde, sadece su içeren standart bir deponun, 55 °C sıcaklıkta 86,9 W ısı kaybettiği görülürken; FDM'li sistemin, TS-EN 12897+A1:2020-03 standardına göre yapılan 180 dakikalık bekleme testinde ısı kaybını 45,5 W seviyesine düşürdüğü gözlemlenmiştir. Gizli ısı depolama yoluyla ısı kaybını en aza indiren ve genel enerji tüketimini azaltan FDM'li tanklar, enerji verimliliği ve sürdürülebilirlik açısından önemli bir gelişim sunmaktadır. Bu çalışma, aynı zamanda termal enerji depolama sistemlerinin gelecekteki iyileştirmelerine yönelik çeşitli öneriler de sunmaktadır.
Anahtar Kelimeler: Faz değiştiren malzeme, termal enerji depolama, sıcak su tankı, enerji verimliliği.

Abstract: Today, energy efficiency in sustainable heating has become increasingly important across various sectors. Since domestic hot water (DHW) usage accounts for approximately 30% of total energy consumption in the building sector, enhancing the efficiency of domestic hot water tanks (DHWTs) presents significant energy-saving potential. In this context, DHWTs incorporating Phase Change Materials (PCMs) offer notable advantages over conventional water-based systems. This study evaluates the thermal performance of a domestic hot water tank (DHWT) with phase change material (PCM). Charging, discharging, and heat loss analyses were conducted using Computational Fluid Dynamics (CFD). The results showed that incorporating approximately 3 kg of paraffin tubes into a 300-litre hot water storage system increased the available domestic hot water by at least 10% compared to conventional hot water tanks. When comparing experimental and numerical results for tanks with and without PCM, it was found that the charging time of the PCM-integrated tank was nearly the same as that of a standard DHWT, while the discharge time increased by approximately 2.5 minutes. Heat loss analysis revealed that a standard water-based thermal energy storage system exhibits a heat loss of 86.9 W at 55°C. In contrast, the PCM-integrated system reduced this heat loss to 45.5 W after a 180-minute standby period, as specified by TS-EN 12897+A1:2020-03: Water Supply – Specification for Indirectly Heated Unvented (Closed) Storage Water Heaters. By minimising heat loss from latent heat storage and reducing overall energy consumption, PCM tanks can achieve enhanced energy efficiency and sustainability. This study also offers recommendations for future improvements in the development of thermal energy storage systems.
Keywords: Phase change material; thermal energy storage; domestic hot water, energy efficiency.

1. GİRİŞ

Enerji verimliliğinin artırılması ve karbon salımının azaltılması hedefleri doğrultusunda, binalarda kullanılan ısıtma sistemlerinin optimize edilmesi son yıllarda enerji politikalarının odak noktalarından biri haline gelmiştir. Avrupa Birliği'nin Yeşil Mutabakat (European Green Deal) kapsamında 2050 yılına kadar karbon nötr olma hedefi, özellikle binalarda enerji kullanımının azaltılmasına yönelik yenilikçi çözümleri ön plana çıkarmaktadır (Energy Performance of Buildings Directive). Bu bağlamda, kullanım sıcak suyu sistemleri, binalardaki toplam enerji tüketiminin %30'unu oluşturması nedeniyle kritik öneme sahiptir (IEA, 2023).

Geleneksel sıcak su tanklarında yaygın olarak kullanılan duyulur ısı depolama yöntemlerine ek olarak, Faz Değişim Malzemeleri (FDM) entegre edilmiş tanklar, aynı hacimde çok daha yüksek miktarda enerji depolayabilme yetenekleri sayesinde önemli avantajlar sunmaktadır (Liang vd., 2020). FDM'ler, faz değişimi sırasında önemli miktarda gizli ısıyı bünyelerinde depolayarak sistemin enerji depolama kapasitesini artırmaktadır (Erdemir, 2020). Bu sayede, kullanım sıcak suyu elde etme sistemlerinde depolama süresi uzatılabilir ve tanktan elde edilen sıcak su miktarı artırılabilir.

FDM'lerin sıcak su tanklarındaki kullanımına dair çeşitli çalışmalar bulunmaktadır. Bu çalışmalar, FDM'lerin tank içerisindeki konumu, miktarı ve kapsül geometrisinin ısıl enerji depolama performansı üzerindeki etkilerini incelemişlerdir. Yapılan analizlerde, düşey mantolu sıcak su tanklarında parafin kapsüllerinin tank tabanından 400 mm mesafede yerleştirilmesinin, maksimum sıcak su miktarını (639 litre) sağladığı belirlenmiştir. Buna karşılık, kapsüllerin doğrudan tank tabanına (0 mm) yerleştirilmesi durumunda elde edilen sıcak su miktarı 619 litreye düşmüştür. Elde edilen verilere göre, 400 mm yüksekliğe kadar sıcak su miktarında artış gözlemlenirken, bu mesafenin 600 mm üzerine çıkmasıyla elde edilen sıcak su miktarında azalma meydana gelmiştir (Erdemir, 2020). Düşey tanklar için yapılan başka bir çalışmada, optimum FDM miktarının 13 parafin kapsülü olduğu ve bunun sıcak su çıkışını yaklaşık %20 oranında arttırdığı belirtilmiştir (Erdemir ve Altuntop, 2019). Yatay mantolu sıcak su tankları için ise, dört adet 1 litrelik parafin tüpünün deşarj süresini 17 dakika artırdığı ve tanktan elde edilen sıcak su miktarının arttığı tespit edilmiştir (Erdemir vd., 2022).

Sıcak su tanklarının performansını etkileyen bir diğer önemli parametre ise bekleme süresince meydana gelen ısı kayıplarıdır. Özellikle bağlantı noktalarındaki termal köprüler ve yetersiz yalıtım uygulamaları, sistemin şarj edilmesinden sonra depolanan enerjinin korunmasını olumsuz etkileyerek toplam verimliliği önemli ölçüde düşürebilmektedir. Bu nedenle, ısı kayıplarının minimize edilmesi, termal enerji depolama sistemlerinin tasarımında dikkate alınması gereken temel unsurlardan biridir (Junga vd., 2024).

Bu çalışma kapsamında, dik silindirik geometriye sahip 300 litrelik bir sıcak su tankının, FDM'li ve FDM'siz termal performansı karşılaştırmalı şekilde analiz edilmiştir. Literatürdeki benzer çalışmalardan farklı olarak, yalnızca enerji depolama kapasitesi değil, aynı zamanda FDM uygulamasının şarj ve deşarj sürelerine ve bekleme sürecindeki ısı kaybına etkisi incelenmiştir. Modelleme sürecinde tankın üç boyutlu geometrisi oluşturulmuş; ardından şarj, deşarj ve ısı kaybı senaryoları ayrı ayrı değerlendirilmiştir. Şarj analizlerinde, sabit sıcaklık ve debide tanka giren suyla oluşan sıcaklık dağılımları ve ısıl tepki süreleri; deşarj analizlerinde ise kullanım suyu senaryosu altında tanktan elde edilen sıcak su miktarı ve çıkış sıcaklığı zamanla izlenmiştir. Isı kaybı analizleri, TS EN 12897+A1 standardı çerçevesinde, belirli bir bekleme süresi boyunca sistemin ısıl kararlılığını değerlendirmek amacıyla gerçekleştirilmiştir. Tüm analizler, HAD yöntemi ile gerçekleştirilmiş olup, simülasyonlarda kullanılan termofiziksel özellikler literatür ve üretici verilerine dayalı olarak belirlenmiştir.

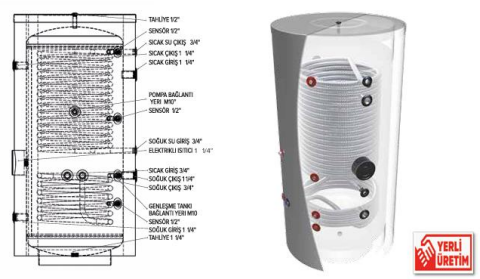
2. MATERYAL ve METOD

2.1 Sistem Tanımı

Bu çalışmada, hacmi 300 litre olan, dikey silindirik geometriye sahip geleneksel bir sıcak kullanım suyu tankı üç boyutlu olarak modellenmiştir (Şekil 1).Söz konusu tank, alt ve üst kısımlarında yer alan iki ayrı serpantin ile çalışmaktadır. Geleneksel kullanım senaryosunda, alt bölümde bulunan serpantin aracılığıyla tank, harici bir ısı kaynağından (örneğin ısı pompası) ısı enerjisi ile şarj edilir. Üst bölümde yer alan serpantin ise, kullanım suyu üretimi amacıyla devreye girer. Sistem çalışması esnasında, şebekeden gelen kullanım suyu, üst serpantinin alt girişinden tanka girer ve burada tank içerisinde depolanmış olan sıcak su ile dolaylı olarak ısı transferinde bulunur. Bu ısı transferi sonucunda su ısınarak üst çıkıştan sıcak kullanım suyu olarak sistemden çıkar. Bu yapı hem kullanım suyu hijyenini hem de enerji verimliliğini sağlamak amacıyla tasarlanmıştır.

FDM tüpleri serpantinlere yakın olarak, sistemin termal performansını artırmak amacıyla yerleştirilmiştir. Bu malzemeler, ısıtma ve soğutma süreçlerinde gizli ısı depolama kapasitesi sayesinde tankın enerji verimliliğini artırması planlanmaktadır. FDM'ler, ısı enerjisini faz değişimi yoluyla (katıdan sıvıya geçiş sırasında) depolayarak, su sıcaklığındaki ani dalgalanmaların önüne geçer ve sıcak suyun daha uzun süre istenen sıcaklık aralığında kalmasına yardımcı olur. Bu faz

değiştiren malzemeler, serpantin yüzeyine klips mekanizmalarıyla sabitlenmiş taşıyıcı kapsüller içinde yer almaktadır.



Şekil 1. Solikombi 300 L kullanım suyu tankı (Solimpeks Enerji San. ve Tic. AŞ., 2025)

2.2 FDM Özelliklerinin Belirlenmesi

Sistemde kullanılan FDM'nin termofiziksel özellikleri, ısıl enerji depolama kapasitesinin belirlenmesi ve sistemin genel verimliliğinin optimize edilmesi açısından kritik bir rol oynamaktadır. Bu doğrultuda, FDM'nin erime-donma sıcaklık aralığı, türü, ısı iletkenliği, yoğunluğu, özgül ısısı ve gizli ısı kapasitesi gibi parametreler detaylı olarak değerlendirilmiştir. Özellikle şarj ve deşarj işlemleri sırasında sistemin termal gereksinimlerini karşılayabilecek nitelikte, 40–50 °C aralığında faz geçiş sıcaklığına sahip parafin bazlı bir FDM tercih edilmiştir.

Parafin bazlı FDM'nin seçilmesinde, sıcaklık aralığının hedeflenen uygulama için uygun olması, kimyasal kararlılığı, yüksek gizli ısı kapasitesi, çevrimsel dayanımının yanı sıra, metal kapları korozyona uğratmayacak şekilde güvenli kullanılabilmesi ve ticari olarak bulunabilirliği gibi etkenler yer almaktadır. Söz konusu sıcaklık aralığı hem gizli ısı depolama kapasitesi hem de birim sıcaklık başına yüksek katılaşma entalpisi sağlaması açısından sistemin kararlı ve verimli çalışmasına katkı sağlamaktadır.

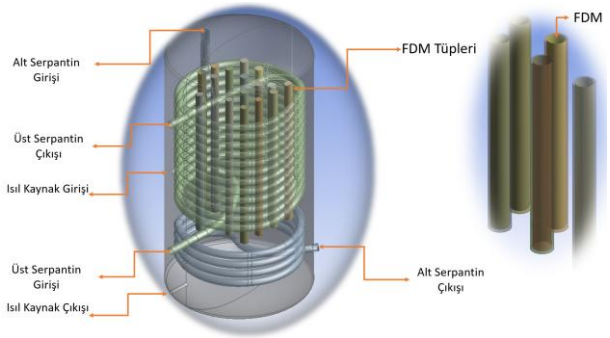
Simülasyon modelinde kullanılan FDM'ye ait fiziksel ve termal özellikler, literatür verileri ve üretici bilgileri doğrultusunda belirlenmiş olup, Tablo1'de gösterilmiştir. Bu değerler, HAD analizlerinde giriş parametresi olarak kullanılmıştır.

Tablo 1. FDM termofiziksel özellikleri (Rubitherm Technologies GmbH, 2025)

FDM adı/türü	RT47 / Organik
Erime/Donma Aralığı (°C)	Erime: 41-48°C Donma: 48-41°C
Kapasite	Isı depolama: 160 kJ/kg Isıl kapasite: 2 kJ/kg.K
Yoğunluk	Katı: 880 kg/m3 Sıvı: 770 kg/m3
Isı iletimi	0,2 W/m.K
Hacimsel Genleşme	%12
Parlama noktası	180°C

2.3 FDM Kapsül Geometrisinin Belirlenmesi

FDM'nin depo içerisine entegre edilme biçimi, özellikle ısı transfer yüzey alanı açısından, termal performans üzerinde doğrudan etkili bir parametredir. Bu çalışmada, tank içerisinde daha verimli bir ısı alışverişi sağlamak amacıyla, yüksek yüzey alanı/hacim oranına sahip silindirik kapsül geometrisi tercih edilmiştir (Şekil 2) (Koželj vd., 2021). Silindirik kapsüller, faz değişim malzemesi ile su arasındaki ısı transferini sağlayarak sistemin verimini artırmaktadır (Erdemir, 2020).



Şekil 2. Solikombi 300 L FDM entegreli kullanım suyu tankı

Kapsül çapı da sistem performansını doğrudan etkileyen bir diğer kritik faktördür. Çapın azaltılması, toplam ısı transfer yüzey alanını düşürerek ısı transfer hızını sınırlar; bu durum, sıcak suyun daha uzun süre kullanılmasına olanak tanır. Öte yandan, çapın aşırı artırılması durumunda, FDM'nin iç kısımları yeterli şekilde erimeyebilir. Bu durum, teorik olarak depolanan enerji miktarını artırsa da deşarj süresi boyunca istenilen sıcaklık profiline ulaşılmasını engelleyerek sistem performansını olumsuz yönde etkileyebilir. Bu nedenle, optimum kapsül çapı, HAD analizleri ve termal tepki süreleri dikkate alınarak belirlenmiştir (Najafian vd., 2015). Literatürde kullanımı referans alınarak FDM tüplerinin iç çap, dış çap ve uzunluğu belirlenmiştir (Tablo 2).

Tablo 2. FDM termofiziksel özellikleri

Malzeme	SAE 304
Uzunluk	650 mm
İç Çap	30 mm
Dış Çap	33.4 mm

2.4 HAD Modellemesi

Tank içindeki akışkan ve termal davranışlar, ANSYS Fluent yazılımı kullanılarak HAD yöntemiyle analiz edilmiştir. Analizlerde türbülans modellemesi için standart k-ε modeli tercih edilmiştir.

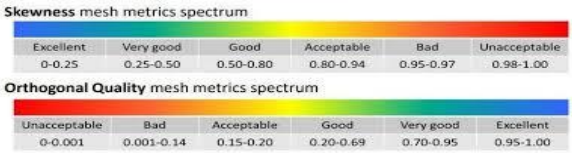
FDM bölgesindeki faz değişim süreci, klasik entalpi–porosity yöntemi temel alınarak modellenmiştir. Bu yaklaşımda, malzemenin katıdan sıvıya geçişi sırasında

entalpi değişimleri dikkate alınarak geçiş bölgesi tanımlanmıştır (Belhadad vd., 2023; Saliby vd., 2024)

Geometrik model üzerinde yapılandırılmış ve yerel olarak yoğunlaştırılmış bir ağ (mesh) yapısı oluşturulmuştur. Serpantin yüzeyleri, FDM tüpleri ile akışkan giriş ve çıkış bölgelerinde daha küçük hücre boyutları kullanılarak detaylı bir çözümleme sağlanmıştır. Oluşturulan ağ yapısı detayları Tablo 3'te yer almaktadır. Bu değerler, simülasyonların sayısal kararlılık açısından yeterli düzeyde olduğunu göstermektedir (Şekil 3).

Tablo 3. Model ağ yapısı detayları

Eleman Sayısı	1.347.048
Skewness Değeri (max)	0,75
Orthogonal Quality (min)	0,35
Aspect Ratio Değeri (max)	5



Şekil 3. Ağ kalitesi metriği

2.5 Tank Şarj Analizi

Şarj işlemi kapsamında hem FDM içeren hem de içermeyen sıcak su tankları başlangıçta homojen olarak 12,5 °C sıcaklıkta su ile doldurulmuştur. Isıtma işlemi, gerçek kullanım senaryosuna uygun olarak, çıkış sıcaklığı 50 °C ve debisi 24 L/dk olan bir ısı pompası ile simüle edilmiştir. Öncelikle geleneksel tankın şarj süreci, deneysel verilerle doğrulanmış; ardından FDM entegreli tankın analizine geçilmiştir.

FDM'nin ergime süreci hem tank içerisindeki ısı transferi hem de şarj süresinin belirlenmesi açısından kritik öneme sahiptir. Her iki tankta da sistemin ortalama su sıcaklığı 50 °C'ye ulaştığında şarj işlemi sonlandırılmıştır. Bu yaklaşım, deneysel koşullarla tutarlı bir karşılaştırma yapılabilmesine olanak sağlamıştır.

2.6 Tank Deşarj Analizi

Deşarj işlemi, şarj süreci sonunda 50 °C sıcaklığa ulaşmış olan tankların termal tepki davranışını değerlendirmek amacıyla gerçekleştirilmiştir. Simülasyon başlangıcında hem FDM'li hem de FDM'siz tankların sıcaklığı homojen olarak 50 °C olarak tanımlanmıştır. Ardından, serpantin girişine 12,5 °C sıcaklığa sahip şebeke suyu 8 L/dk sabit debi ile beslenmiştir.

Bu işlem sırasında, serpantinden geçen soğuk su tank içerisinde dolaşarak kullanım sıcak suyu elde edilmiştir. Bu süreçte, tank içerisindeki sıcaklığın düşüşü ile birlikte FDM'nin faz değişimi ters yönde gerçekleşmiş, yani eriyik parafin yeniden katı faza dönüşerek gizli ısı açığa çıkarmıştır. Bu ısı, suyun daha uzun süre sıcak kalmasına katkı sağlamıştır.

Deşarj işlemi, kullanım suyu çıkış sıcaklığı 40 °C'nin altına düştüğünde sonlandırılmıştır. Bu eşik değer, pratik kullanım açısından konfor sınırı olarak belirlenmiştir. Deşarj süresince elde edilen sıcaklık profilleri ve çıkış sıcaklığı-zaman ilişkileri analiz edilerek, FDM'nin termal stabilite üzerindeki etkisi karşılaştırmalı olarak değerlendirilmiştir.

2.7 Isı Kaybı Analizi

Isı kaybı analizi, TS EN 12897+A1:2020-03 standardına uygun olarak, kullanım sıcak suyu tankının şarj işleminden sonra belirli bir süre herhangi bir tüketim olmaksızın bekletilmesi sonucunda oluşan enerji kaybını belirlemek amacıyla gerçekleştirilmiştir. Bu kapsamda hem FDM'li hem de FDM'siz tank modelleri, ortalama su sıcaklığı 55 °C'ye ulaştıktan sonra 180 dakika süreyle analiz edilmiştir (Junga vd., 2024; TS EN 12897+A1:2020-03)

Analiz boyunca, tank giriş ve çıkış bağlantıları kapatılmış ve sistem statik hâle getirilmiştir. Tank çevresi ile ortam arasındaki ısı geçişi yalnızca doğal taşınım (konveksiyon) etkileriyle sınırlı tutulmuş; herhangi bir aktif soğutma veya ısıtma uygulanmamıştır. Ortam sıcaklığı TS EN 12897 standardına uygun şekilde sabit 20 °C olarak belirlenmiş ve bu değer analiz süresince korunmuştur.

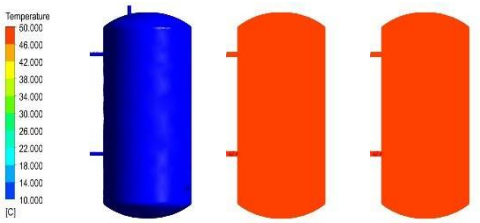
Tank yalıtımı, piyasada yaygın olarak kullanılan poliüretan esaslı köpük izolasyon özellikleri dikkate alınarak modellenmiş ve dış yüzeyden çevreye ısı geçişi bu malzeme özelliklerine göre hesaplanmıştır. FDM'li tankta, parafin bazlı faz değişim malzemesinin erime sıcaklığına yakın değerlerde gizli ısı depolama kapasitesinden yararlanılarak sıcaklık düşüşünün geciktirilmesi hedeflenmiştir.

3. BULGULAR ve TARTIŞMALAR

3.1 Şarj Süreci Analiz Sonuçları

FDM'li ve standart tanklar şarj süresi boyunca başlangıç sıcaklığı 12.5 °C olacak şekilde modellenmiştir. Her iki tank da 50 °C giriş sıcaklığına ve 24 L/dk sabit debiye sahip bir ısı pompası ile beslenerek, tank içi sıcaklık dağılımları zamanla kaydedilmiştir.

Şarj işlemi sonucunda elde edilen sıcaklık dağılımları ve erime oranları, FDM'nin sistem performansına olan katkısını değerlendirmek amacıyla karşılaştırmalı olarak analiz edilmiştir.



Şekil 4. Geleneksel ve FDM'li tank şarj süreleri

Şekil 4'te; *a*, tankın başlangıç sıcaklığını; *b*, geleneksel sıcak su tankının şarj süresi (100 dk) ve sıcaklığını; *c*, FDM'li sıcak su tankının şarj süresi (105 dk) ve sıcaklığı verilmiştir.

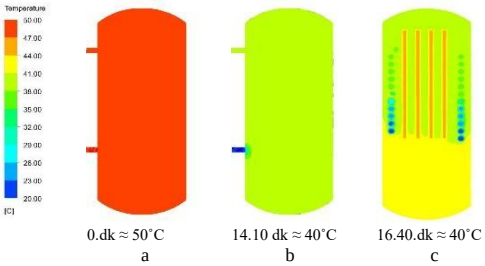
Tablo 4. Tank deneysel ve analiz şarj sonuçları

Yöntem (24 L/dk)	Şarj Sıcaklığı (°C)	Şarj Süresi (saat)	Analize Göre Artış Miktarı (%)	FDM Erime Süresi (saat)
Su (Deneysel)	50	01:40:00	-	-
Su (Analiz)	50	01:40:00	-	-
FDM (RT47)	50	01:45:00	5	02:15:00

Tablo 4'te yer alan veriler incelendiğinde, geleneksel tank simülasyonunda deneysel sonuçlar ile benzer şarj sürelerinin elde edildiği görülmektedir. Yine aynı modelin analiz sonuçlarına göre, geleneksel tank 100 dk 'de, FDM'li tank ise 105 dk 'de 50°C'ye ulaşarak şarj işlemi tamamlanmıştır. Tank 50°C ulaştığında FDM'nin yaklaşık olarak %90'lık kısmı erimiştir. FDM'nin tamamen erimesi ise şarj işlemi dahil 135 dk sürmüştür. Ancak bu faz değişim süreci, toplam şarj süresinde anlamlı bir gecikme oluşturmamış, FDM'nin şarj süreci üzerinde olumsuz bir etkisi gözlemlenmemiştir. Bu durum, FDM uygulamasının sistemin şarj dinamiklerini bozmadan ek enerji rezervi sunduğunu göstermektedir.

3. 2 Deşarj Süreci Analiz Sonuçları

Deşarj süreci, 50 °C başlangıç sıcaklığına sahip tanklardan, 12,5 °C sıcaklıktaki şebeke suyunun 8 L/dk sabit debide üst serpantinden dolaştırılmasıyla başlatılmıştır. Kullanım suyu çıkış sıcaklığı 40 °C'nin altına düştüğünde süreç sonlandırılmış ve iki tankın termal tepki süreleri karşılaştırılmıştır.



Şekil 5. Geleneksel ve FDM'li tank deşarj süreleri

Şekil 5'te; *a*, tankın başlangıç sıcaklığı; *b*, geleneksel sıcak su tankının deşarj süresi (14,10 dk) ve sıcaklığı; *c*, FDM'li sıcak su tankının deşarj süresi (16,40) ve sıcaklığı gösterilmektedir.

Tablo 5. Tank deneysel ve analiz deşarj sonuçları

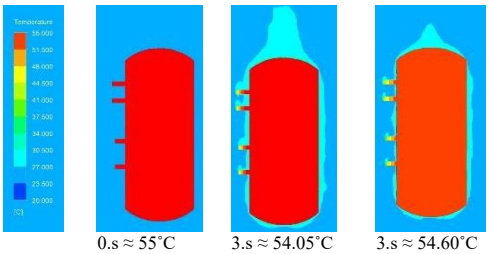
Yöntem (8 L/dk)	Deşarj Sıcaklığı (°C)	Deşarj Süresi (dk.sn)	Analize Göre Deşarj Süresi Artış Miktarı (%)	Kullanım Suyu Miktarı (L)
Su (Deneysel)	50	14.10	-	113
Su (Analiz)	50	14.10	-	113
FDM (RT47)	50	16.40	20	133

Tablo 5'te yer alan veriler incelendiğinde, geleneksel tankın deneysel sonuçları ile benzer deşarj sürelerinin elde edildiği görülmektedir. Analizler sonucunda, FDM içeren tankın deşarj süresinin geleneksel tanka göre ortalama 2,5 dakika (~20 litre kullanım suyu) daha uzun olduğu görülmüştür. Bu fark, FDM'nin erime sürecinde depoladığı enerjiyi donma sürecinde geri vermesi ile açıklanmaktadır.

FDM kapsülleri, kullanım sıcak suyu tankının sıcaklığının düşmeye başladığı anlarda çevresine depoladığı gizli ısıyı vererek, kullanım suyu çıkış sıcaklığının daha uzun süre sabit kalmasını sağlamıştır. Bu durum, sıcak su konfor süresinin artmasına ve sistemin enerji verimliliğinin iyileşmesine katkı sağlamıştır.

3.3 Isı Kaybı Analiz Sonuçları

Isı kaybı analizinde, TS EN 12897+A1 standardına uygun olarak, her iki tank modeli 55 °C ortalama sıcaklığa ulaştırıldıktan sonra 180 dakika boyunca hiçbir giriş/çıkış akışı olmadan bekletilmiştir. Bu süreçte ortam sıcaklığı sabit 20 °C olarak alınmış ve yalnızca doğal konveksiyon ve ışıma etkileriyle gerçekleşen toplam ısı kaybı değerlendirilmiştir.



Şekil 6. Geleneksel ve FDM'li tank ısı kayıpları

Şekil 6'da; *a*, tankın başlangıç sıcaklığı; *b*, geleneksel sıcak su tankının analiz süresi ve 180. dk sıcaklığı; *c*, FDM'li sıcak su tankının analiz süresi ve 180. dk sıcaklığı gösterilmektedir.

Tablo 6. Tank deneysel ve analiz ısı kaybı sonuçları

Yöntem (Doğal Taşınım)	Isı Kaybı Sistem Sıcaklığı (°C)	Isı Kaybı Süresi (Saat)	Isı Kaybı (W@180dk)	Analize Göre Değişim Oranı (%)
Su (Deneysel)	55	14	92.7	-5.75
Su (Analiz)	55	14	86.9	-
FDM (RT47)	55	14	45.5	47.6
Junga vd., 2024	63.5	-	63.73	26.6

Tablo 6'da yer alan veriler incelendiğinde, geleneksel tankın deneysel sonuçlar ile benzer ısı kaybı değerlerinin elde edildiği görülmektedir. Geleneksel tankta 180 dakika sonunda hesaplanan ısı kaybı yaklaşık 86,9 W iken, FDM içeren tankta bu değer 45,5 W olarak bulunmuştur. FDM ilavesiyle birlikte tankın enerji verimliliği artmış ve bu iyileşme sonucunda sistem, C enerji sınıfından B enerji sınıfına yükselmiştir (Products covered and their status in the ErP process 2019).

FDM'li tankta bu farkını oluşmasındaki temel etken, FDM'nin erime sıcaklığı civarında gizli ısı depolayabilmesi ve sıcaklık düşüşü sırasında bu enerjiyi ortama kademeli olarak aktarabilmesidir. Bu özellik, tankın bekleme süresinde daha az enerji kaybetmesini sağlayarak sistemin toplam termal verimliliğini artırmıştır.

4. SONUÇLAR

Bu çalışmada, 300 L kullanım sıcak suyu tankına entegre edilen yaklaşık 3 kg parafin bazlı FDM'nin, şarj, deşarj ve bekleme sürecindeki ısıl performans üzerindeki etkisi HAD yöntemi ile sayısal olarak analiz edilmiştir. Gerçekleştirilen karşılaştırmalı analizler sonucunda aşağıdaki temel bulgulara ulaşılmıştır;

- Şarj Süresi: FDM'nin şarj süresine etkisi %5'lik artış olmuştur. Geleneksel tank 100 dakikada 50 °C'ye ulaşırken, FDM'li tank bu sıcaklığa yalnızca 5 dakika daha geç ulaşmıştır (105 dakika). Bu durum, FDM'nin şarj sürecine olumsuz bir etkisi olmadığını; aksine, sisteme ilave enerji depolama kapasitesi kazandırdığını göstermektedir.

- Deşarj Süresi: Deşarj sırasında geleneksel tanktan 14,10 dk boyunca kullanım suyu elde edilirken, FDM'li tankta 16,40 dk boyunca kullanım suyu elde edilmiştir. FDM'li tank geleneksel tanka kıyasla yaklaşık 2,5 dakika (~20 litre) daha uzun süre kullanım sıcak suyu sağlayabilmiştir. Bu artış, FDM'nin erime sürecinde depoladığı gizli ısıyı donma sürecinde ortama vererek sıcak su çıkış sıcaklığının daha uzun süre 40 °C üzerinde kalmasını sağlanmıştır. Böylece, sıcak su konfor süresi artırılarak kullanıcı deneyimi iyileştirilmiştir.

- Isı Kaybı: TS EN 12897+A1:2020-03 standardı çerçevesinde yapılan ısı kaybı analizinde, FDM içeren tankın 180 dakikalık bekleme süresi sonunda yalnızca 45,5 W'lık ısı kaybına sahip olduğu belirlenmiştir. Aynı koşullarda geleneksel tankın ısı kaybı ise 86,9 W olarak hesaplanmıştır. Bu sonuç, FDM'nin gizli ısı depolama kapasitesi sayesinde tankın termal kararlılığını önemli ölçüde artırdığını ve enerji sınıfının yükseltilmesine doğrudan katkı sağladığını ortaya koymaktadır.

Genel olarak değerlendirildiğinde, FDM'li sıcak su tankları, enerji verimliliği açısından geleneksel tanklara kıyasla olumlu performans sergilemiştir. Şarj süresinde belirgin bir artış olmadan hem deşarj süresini uzatmış hem de ısı kayıplarını azaltmıştır. Bu bulgular, FDM'lerin sıcak su sistemlerine entegrasyonunun enerji tasarrufu, karbon emisyonlarının azaltılması ve sürdürülebilirlik hedefleri açısından önemli bir katkı sağlayabileceğini ortaya koymaktadır.

Bu çalışma, faz değişim malzemelerinin sıcak su uygulamalarında kullanım potansiyelini ortaya koymakla birlikte, kapsül geometri optimizasyonu ve yerleşimi, sistem kontrol stratejileri gibi ek parametrelerin gelecekteki çalışmalarda değerlendirilmesi gerektiğini göstermektedir.

TEŞEKKÜR

Bu çalışma, TÜBİTAK 1832 – Sanayide Yeşil Dönüşüm Çağrısı kapsamında desteklenen 3248224 numaralı proje çerçevesinde gerçekleştirilmiştir. Proje sürecindeki değerli katkılarından dolayı, proje ortakları Solimpeks Enerji San. ve Tic. AŞ., İnnorma ArGe A.Ş., ve Petro Yağ ve Kimyasallar San. Ve Tic. A.Ş. firmalarına teşekkür ederiz.

KAYNAKLAR

Belhadad, T., Draoui, B., & Bouabdallah, S. (2023). CFD investigation of fin design influence on phase change using ANSYS Fluent enthalpy-porosity method. *Journal of Energy Storage, 62*, 107361. https://doi.org/10.1016/j.prime.2023.100306

Erdemir, D. (2020). Kapsüllenmiş Faz Değiştiren Malzemelerin Sıcak Su Tankları İçerisindeki Konumlarının Isıl Enerji Depolama Performansı Üzerindeki Etkisi. Erciyes Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Fen Bilimleri Dergisi, 35(3), 24-33.

Erdemir, D., Ozbekler, A., & Altuntop, N. (2022). Experimental investigation on the effect of the ratio of tank volume to total capsulized paraffin volume on hot water output for a mantled hot water tank. *Solar*

Energy, *239*, 294–306. https://doi.org/10.1016/j.solener.2022.05.010

Erdemir, D., & Altuntop, N., (2019). Experimental Investigation of Phase Change Material Utilization Inside the Horizontal Mantled Hot Water Tank (Accepted Paper). *International Journal Of Exergy* , vol.1, 1-28. https://dx.doi.org/10.1504/IJEX.2020.104722

Junga, R., Pospolita, J., Kabaciński, M., Sobek, S., Stanisławski, R., Mami, M. A., … Mruk, Z. (2024). Numerical modeling of heat losses from hot water storage tank. *Case Studies in Thermal Engineering*, *62*. https://doi.org/10.1016/j.csite.2024.105146

Koželj, R., Mlakar, U., Zavrl, E., Stritih, U., & Stropnik, R. (2021). An experimental and numerical analysis of an improved thermal storage tank with encapsulated PCM for use in retrofitted buildings for heating. *Energy and Buildings*, *248*. https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2021.111196

Liang, H., Niu, J., & Gan, Y. (2020). Performance optimization for shell-and-tube PCM thermal energy storage. *Journal of Energy Storage*, *30*. https://doi.org/10.1016/j.est.2020.101421

Najafian, A., Haghighat, F., & Moreau, A. (2015). Integration of PCM in domestic hot water tanks: Optimization for shifting peak demand. *Energy and Buildings*, *106*, 59–64. https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2015.05.036

Saliby, A., Hammami, A., & Sadok, D. (2024). Experimentally based testing of the enthalpy-porosity method for the numerical simulation of phase change of paraffin-type PCMs. *Journal of Building Engineering*, *85*, 108467. https://doi.org/10.1016/j.est.2023.107876

Energy Performance of Buildings Directive, 2024, Energy Performance of Buildings Directive

Products covered and their status in the ErP process, 2023,http://www.eceee.org/Eco_design/Energy_labelling_directive

IEA (2023), *Energy Efficiency 2023, IEA, Paris* https://www.iea.org/reports/energy-efficiency-2023, Licence: CC BY 4.0

Rubitherm Technologies GmbH, 2025, *PCM RT-line*, https://www.rubitherm.eu/produktkategorie/organische-pcm-rt

TS EN 12897+A1, 2020, *Su temini - Dolaylı olarak ısıtılan havalandırmasız (kapalı) ısıtıcılı su depoları için özellikler,* Standard Detayı

Solimpeks Enerji San. ve Tic. AŞ., 2025, *Solikombi 300 Hijyenik Boyler*, https://www.solimpeks.com.tr/urun/solikombi-300-hijyenik-boyler/

NUMERICAL INVESTIGATION OF AERODYNAMIC DRAG AND FLOW BEHAVIOR AROUND THE CITROËN AMI ELECTRIC VEHICLE

Burak MURATÇOBANOĞLU*, Adnan SÖZEN,***, Ataollah KHANLARI****, Hikmet ÇİÇEK*, Faraz AFŞAR***

* Erzurum Teknik Üniversitesi, Mühendislik ve Mimarlık Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 25100 Yakutiye, ERZURUM, burak.muratcobanoglu@erzurum.edu.tr, faraz.afshari@erzurum.edu.tr, hikmet.cicek@erzurum.edu.tr

** Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 01250 Sarıçam, ADANA,

*** Gazi Üniversitesi, Teknoloji Fakültesi, Enerji Sistemleri Mühendisliği Bölümü, 06560 Yenimahalle, ANKARA, asozen@gazi.edu.tr

****Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, Tarsus University, Tarsus, Mersin, Turkey ata_khanlari@yahoo.com

Abstract: In this study, a comprehensive Computational Fluid Dynamics (CFD) analysis of the Citroën Ami electric vehicle is conducted using ANSYS Fluent. The vehicle model is placed within a virtual wind tunnel to simulate and evaluate the aerodynamic behavior under steady-state airflow conditions. The simulation focuses on analyzing airflow patterns, pressure distribution, and velocity fields around the vehicle body. Key aerodynamic parameters such as the drag coefficient (Cd) and aerodynamic force values are calculated to assess the vehicle's performance. The flow characteristics and potential areas for aerodynamic enhancement have been analyzed, to improved energy efficiency and driving conditions and stability of the electric vehicle. The CFD study revealed that the test vehicle's drag coefficient was about 0.32 across all tested speeds (5, 10, 15 m/s), leading to significant aerodynamic energy consumption (≈1.119 kWh at 15 m/s), highlighting the need for spoiler-like components to lower Cd and improve efficiency.

Keywords: Computational Fluid Dynamics (CFD); Aerodynamic analysis; Wind tunnel simulation; Electric vehicle; Airflow simulation; Flow visualization.

INTRODUCTION

Computational Fluid Dynamics (CFD) simulations play a crucial role in analyzing and optimizing the aerodynamic performance of vehicles by providing detailed insights into flow behavior around complex geometries. Understanding the flow structure, including separation zones, wake formation, and velocity gradients, is essential for reducing aerodynamic drag and improving energy efficiency—especially in electric vehicles. CFD allows for cost-effective, non-intrusive investigation of multiple design scenarios, significantly accelerating the development process compared to experimental methods alone.

Numerous studies in the literature have employed CFD simulations to investigate aerodynamic performance across a wide range of vehicle geometries, including passenger cars, trucks, and high-performance racing vehicles. Researchers have focused on analyzing key flow characteristics such as wake regions, boundary layer separation, vortex formation, and pressure distribution to enhance drag reduction strategies and improve vehicle stability. These computational approaches, often validated through wind tunnel experiments, provide a robust framework for optimizing external vehicle aerodynamics under various operating conditions.

A study investigated the aerodynamic drag experienced by two cyclists riding closely together in different body positions using high-resolution Computational Fluid Dynamics (CFD) simulations, supported by wind-tunnel experiments. It quantified how drafting reduces drag for both the trailing and, surprisingly, the leading cyclist, with drag reductions depending on rider position and distance between them. The findings reveal that the interaction between the cyclists significantly alters pressure distributions, affecting drag forces. These insights suggest that optimizing team cycling strategies should consider body position, rider order, and aerodynamic effects, and that similar analyses could benefit other sports involving close athlete positioning (Blocken et al. 2013).

A study examined how vehicle speed and ground clearance affect the aerodynamic performance of an Audi A4 Sedan using CFD simulations. It analyzed pressure and velocity distributions at speeds from 30 to 60 m/s and ground clearances ranging from 76.2 mm to 152.4 mm. Results showed that the drag coefficient decreases as speed increases, while it generally rises with greater

ground clearance above 101.6 mm. The lift coefficient decreased when ground clearance was reduced from 152.4 mm to 101.6 mm but increased again at the lowest clearance of 76.2 mm. The optimal aerodynamic performance, with minimum drag and lift coefficients, was observed at the manufacturer's designed ground clearance of 101.6 mm (Birwa et al., 2013). Another study explored how aerodynamic drag on a car, caused mainly by a low-pressure wake behind the vehicle, increases fuel consumption and reduces efficiency. It investigated reducing drag by modifying the car's shape, such as reshaping the rear end, covering the underside, and adding an underneath slot duct to channel airflow and reduce the wake region. Using ANSYS Fluent for detailed flow analysis, the study identified key flow areas generating high pressure drag and implements geometric design changes to minimize drag, ultimately aiming to improve fuel efficiency (Kumar B, R 2021).

A research investigated how different computational fluid dynamics (CFD) modeling choices affect the accuracy of aerodynamic predictions for a scaled DrivAer car model. By comparing CFD simulations with wind-tunnel tests, it systematically examined the sensitivity of drag and lift coefficients to factors such as grid resolution, mesh layering, turbulence models, and numerical methods. The study validated the CFD results and developed guidelines for optimal simulation setups, highlighting that a hybrid RANS-LES turbulence model offers a good balance between accuracy and computational cost for car aerodynamics analysis (Qin et al., 2024). In literature, numerus valuable studies have been performed to evaluate the aerodynamic behavior of the different geometries in flow structures (Dumas, L 2008 and Kim et al., 2016).

This CFD simulation research investigates the aerodynamic behavior of the Citroën Ami electric vehicle by analyzing airflow patterns, pressure distribution, and velocity fields around its body. The study aims to evaluate key aerodynamic parameters like drag coefficient and forces to identify areas for improving the vehicle's energy efficiency, stability, and overall performance.

MATERIAL AND METHODS

The Citroën Ami is an ultra-compact, all-electric urban vehicle designed primarily for short-distance travel within city environments. With a total length of approximately 2.41 meters, a width of 1.39 meters, and a height of 1.52 meters, the Ami is notable for its minimalist and symmetrical design, which contributes to ease of manufacturing and affordability. Despite its small footprint and limited top speed of around 45 km/h, understanding its aerodynamic behavior remains critical, especially given the importance of energy efficiency in electric vehicles with limited battery capacity. Since drag plays a significant role in energy consumption, even at lower speeds, optimizing the flow around the Ami can have tangible benefits in terms of extended driving range and improved stability.

To accurately evaluate the aerodynamic performance of such a uniquely compact EV, a well-defined simulation domain is essential. Performing CFD analysis in a wind tunnel-shaped domain that is long enough upstream and downstream of the vehicle allows for proper flow development and pressure recovery, which are crucial for capturing realistic aerodynamic phenomena such as wake formation and vortex shedding. This approach ensures that velocity gradients and pressure contours around the vehicle are not artificially influenced by domain boundaries, thereby yielding reliable results. For the Citroën Ami, this type of simulation aids in identifying zones of high drag and informs potential design improvements, ultimately contributing to better aerodynamic efficiency in next-generation micro-EVs. Figure 1 presentes the dimension of the underanalyzed Citroen Ami EV.

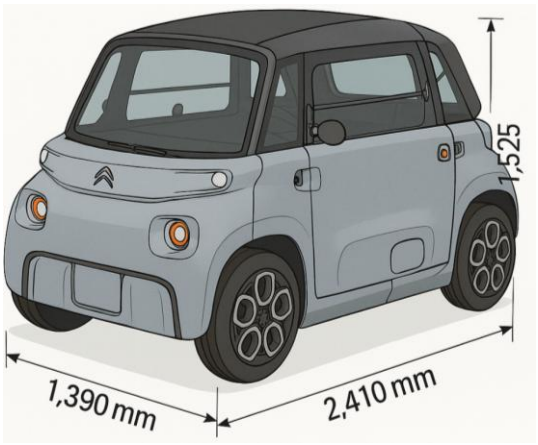


Figure 1. Dimension of the underanalyzed EV.

In this study 3D solution of the problem under steady-state airflow conditions was perfprmed. The mesh configuration of the domain, is presented in Figure 2. The mesh for the domain was generated with careful attention to quality and accuracy to ensure reliable simulation results. A mesh independence study was conducted to verify that the results are not significantly affected by further mesh refinement. Key quality parameters such as skewness, orthogonality, and aspect ratio were kept within recommended limits. Appropriate refinement was applied in regions with expected high gradients, such as near walls and around complex geometries, to capture the physics accurately. k- ε model was implemented to solve the problem employing two transport equations of the turbulent kinetic energy (k) and its dissipation rate (ε). The governing transport equations for k and ε are expressed as follows:

$$\frac{\partial}{\partial x_i}\left(\left(\frac{\mu_t}{\sigma_k}+\mu_{nf}\right)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right)-\rho_{nf}\varepsilon+G_k=\frac{\partial}{\partial x_i}\left[\left(u_i\rho_{nf}k\right)\right]$$

$$G_k=-\frac{\partial u_j}{\partial x_i}\rho_{nf}\overline{u_j'u_i'}$$

$$\frac{\partial}{\partial x_i}\left(u_i\rho_{nf}\varepsilon\right)=\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon}+\mu_{nf}\right)\frac{\partial \epsilon}{\partial x_j}\right]+\frac{\varepsilon}{k}G_kC_{1\varepsilon}-\rho_{nf}\frac{\varepsilon^2}{k}C_{2\varepsilon}$$

$$\mu_t=\rho_{nf}C_\mu\frac{k^2}{\varepsilon}$$

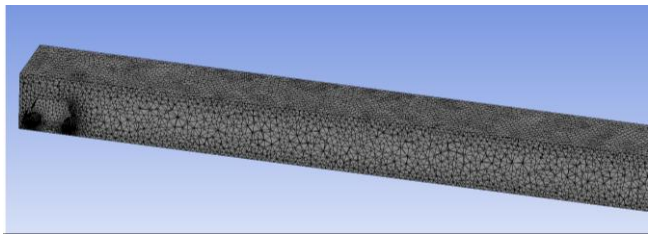


Figure 2. Mesh configuration used for the wind tunnel and EV.

The realizable k-ε turbulence model was selected for the simulations due to its robustness and suitability for capturing turbulent flow characteristics in external aerodynamic applications. To analyze the impact of airflow on the system, three different inlet air velocities—5 m/s, 10 m/s, and 15 m/s—were applied as boundary conditions in separate simulation cases. This approach allowed for a comparative evaluation of flow behavior and performance under varying wind conditions.

RESULT AND DISCUSSION

The length of the wind tunnel or simulation domain is a critical factor in Computational Fluid Dynamics analyses because it directly influences the accuracy and reliability of the simulation results. A sufficiently long domain upstream and downstream of the object allows for proper development of the boundary layer and minimizes artificial effects at the inlet and outlet boundaries. If the domain is too short, it can lead to unrealistic pressure gradients or flow acceleration, which may distort the aerodynamic characteristics of the studied object, such as drag and lift forces. Additionally, the simulation domain must be wide and tall enough to ensure that the airflow around the object is not constrained or influenced by the domain walls. This is especially important in external flow simulations like vehicle aerodynamics, where wake regions, vortices, and flow separations extend far downstream and to the sides. Inadequate domain dimensions can cause reflection or blockage of flow features, resulting in non-physical results. Therefore, selecting an appropriately large and well-proportioned simulation domain is essential to ensure that the boundary conditions do not interfere with the actual physics of the problem.

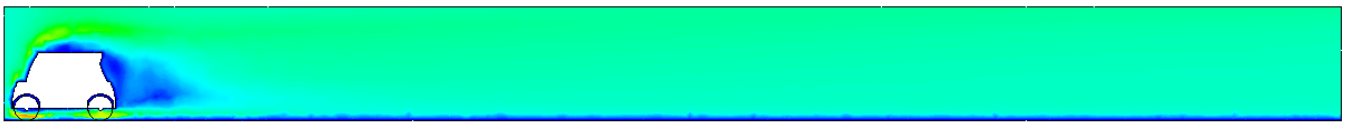


Figure 3. Position of the EV in the wind tunnel during the CFD simulation.

Figure 4 presents the velocity contour around the Citroën Ami electric vehicle at an inlet
The CFD velocity contours for the Citroën Ami EV at inlet velocities of 5 m/s, 10 m/s, and 15 m/s illustrate the progressive evolution of external flow characteristics with increasing vehicle speed. At 5 m/s, the flow remains relatively attached to the vehicle surfaces, and the boundary layer is thicker. The stagnation zone at the front bumper is well-defined, and flow acceleration over the roof is modest, reaching around 20 m/s. A large, diffuse wake forms behind the vehicle, dominated by low-velocity recirculation zones (<5 m/s), indicating significant pressure drag. The underbody flow is mildly accelerated due to the ground effect, but with limited intensity at this lower velocity.
As the inlet velocity increases to 10 m/s, the flow becomes more dynamic. Higher velocity gradients are evident, with accelerated regions over the roof reaching speeds above 30 m/s. Flow separation becomes more prominent, especially at the rear corners, creating a narrower but more energetic wake. Compared to the 5 m/s case, the underbody flow shows stronger acceleration and more defined streamlines, indicative of increased shear and a thinner boundary layer. At 15 m/s, the flow displays fully developed aerodynamic features. The roofline experiences peak velocities over 40 m/s, and the wake becomes tighter and more energetic due to enhanced turbulence and reduced boundary layer thickness. Recirculation zones are still present, but the rear flow reattachment lengthens, which can improve pressure recovery slightly. Underbody acceleration is most significant at this speed, demonstrating enhanced ground effect. Overall, as the vehicle speed increases, pressure drag reduces relative to the increased dynamic pressure, and the influence of form drag becomes more complex due to sharper gradients and intensified turbulence.

Figure 5 illustrate the velocity vector distributions around the Citroën Ami electric vehicle at freestream velocities of 5 m/s, 10 m/s, and 15 m/s, respectively. As the incoming airflow velocity increases, the aerodynamic behavior of the vehicle changes significantly. At 5 m/s, the airflow remains mostly attached along the vehicle body, with minimal recirculation zones and relatively weak wake development. The velocity gradients around the wheels and underbody are modest, indicating lower aerodynamic stresses. However, at 10 m/s, a more pronounced wake forms behind the vehicle, particularly near the roof's rear edge, where flow separation occurs.

The increased velocity leads to stronger shear layers and the formation of a clear low-pressure vortex zone immediately behind the vehicle, which is indicative of rising pressure drag.
At 15 m/s, these trends become more pronounced. The wake region enlarges further and the rear vortex structure

intensifies, signifying greater energy losses due to flow separation. The airflow velocity near the top, underbody, and wheel arches reaches higher values, as evidenced by the expanded red and yellow regions in the contour plot. This reflects stronger flow acceleration over these surfaces and more severe underbody interactions.
Additionally, the undercarriage and rear of the vehicle become focal points for turbulent flow development, suggesting increased aerodynamic drag and potential impacts on stability at higher speeds. Overall, the comparison highlights the non-linear relationship between freestream velocity and aerodynamic behavior, with flow separation and vortex strength scaling markedly with speed—underscoring the importance of optimized body shaping for low-drag, low-energy-consumption electric vehicles.

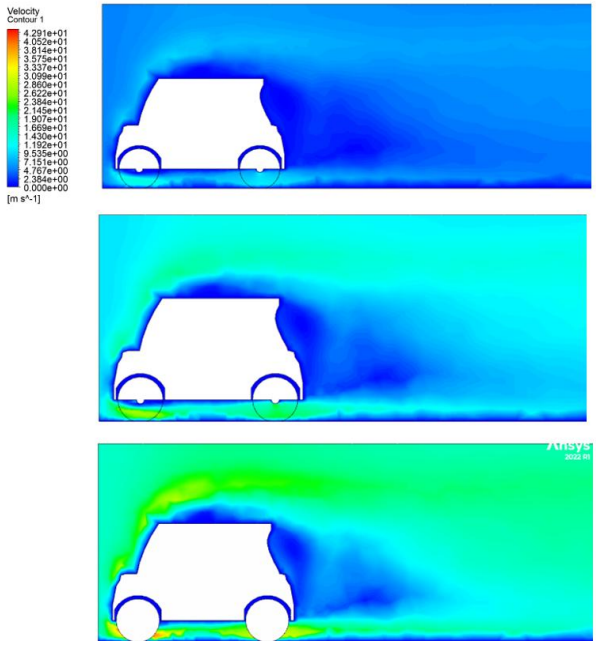


Figure 4. Velocity contours around the EV at velocities of 5 m/s, 10 m/s, and 15 m/s.

The pressure contour plot in Figure 6 illustrates the aerodynamic behavior of airflow around a simplified vehicle model within a wind tunnel domain. A high-pressure region is observed at the front of the vehicle, particularly around the bumper and lower part of the front wheels, indicating a stagnation zone where incoming air decelerates upon impact. In contrast, a significant low-pressure area is visible behind the vehicle, especially at the rear roof and bumper, where flow separation occurs, leading to a turbulent wake. This low-pressure zone contributes to pressure drag by exerting a suction effect on the vehicle. The contour lines also reveal how pressure varies smoothly around the body, with sharp gradients near separation zones. The extended length of the tunnel domain shown in the figure is essential, as it allows for the accurate capture of wake development and pressure recovery downstream of the vehicle. If the domain were too short, it would truncate these effects, potentially resulting in inaccurate drag predictions and overall misrepresentation of aerodynamic forces.

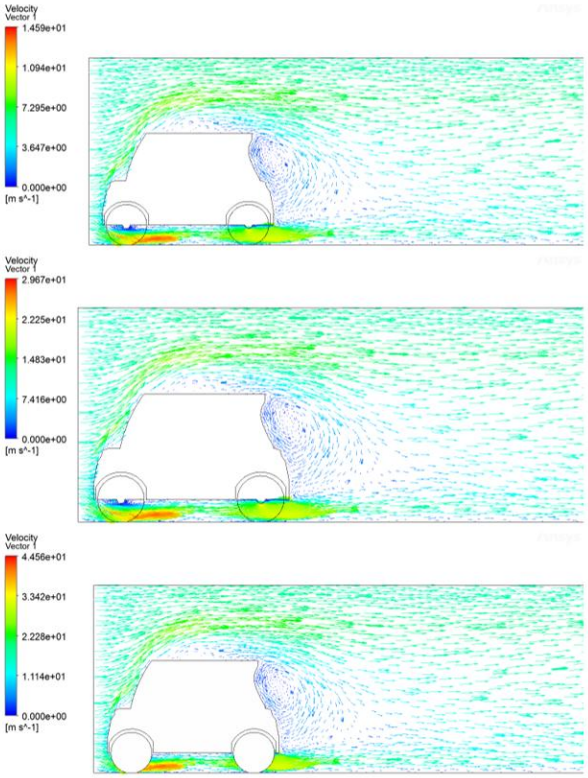


Figure 5. Velocity vectors around the EV at velocities of 5 m/s, 10 m/s, and 15 m/s.

The streamline contour (Figure 7) at 15 m/s clearly illustrates the complex airflow behavior around the Citroën Ami at higher velocities. The streamlines reveal strong flow separation at the rear of the vehicle, where a large vortex is formed immediately behind the vertical back surface. This vortex, shown by the tight loops of blue and cyan streamlines, indicates a low-pressure wake region, contributing to increased pressure drag. The formation of this recirculation zone confirms that flow cannot remain attached to the sharp rear edges of the vehicle at such speeds, leading to a well-defined separation bubble.
Additionally, the underbody streamlines are noticeably compressed and accelerated, indicating a pronounced ground effect. These high-velocity paths under the vehicle (colored in green to light blue) demonstrate increased shear and reduced pressure, which can contribute to a suction effect that pulls the car downward (a mild form of downforce). Over the roof, the flow remains smooth and relatively attached, with streamlines bending and accelerating slightly— highlighting the vehicle's bluff body nature and limited aerodynamic shaping. Overall, the streamline plot complements the earlier velocity contours by providing a detailed view of circulation, boundary layer behavior, and the onset of turbulence behind the car. Numerous CFD investigations have extensively examined the aerodynamic performance of automobiles, with particular emphasis on understanding the influence of vehicle geometry and flow

conditions. (Qin et al., 2024 and Wang et al., 2015 and Afianto et al., 2022). In this context, the literature reports that drag coefficient (Cd) values for typical passenger cars generally fall within the range of 0.2 to 0.5, highlighting the significance of aerodynamic design in reducing resistance and improving energy efficiency.



Figure 6. Pressure contour for the EV at 15 m/s

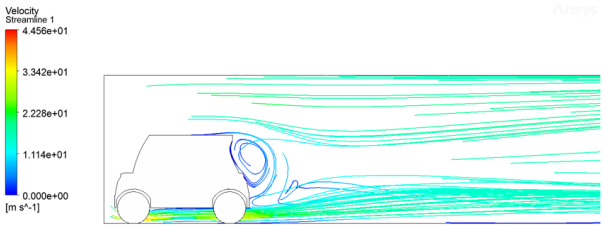


Figure 7. Streamline contour at 15 m/s

The most critical aspect of the CFD study was the calculation of the drag coefficient (Cd) values. For the test vehicle, Cd was determined to be approximately 0.32 at all three tested speeds (5, 10, and 15 m/s), as shown in Figure 8. Using the Cd values along with parameters such as air density, velocity squared, and the vehicle's frontal area, the drag force (Fd) was calculated. As illustrated in Figure 9, the corresponding Fd values at 5, 10, and 15 m/s were 8.819 N, 35.478 N, and 79.909 N, respectively. Power was then obtained by multiplying each force value by its respective speed, and the energy consumption over one hour (E, in kWh) was calculated, as presented in Figure 10. At a speed of 15 m/s, the energy consumed due to aerodynamic drag was approximately 1.119 kWh. This is a considerable amount, and to reduce it, spoiler-like aerodynamic components were proposed. Lowering the Cd value would significantly enhance energy efficiency and contribute to optimization efforts in energy consumption.

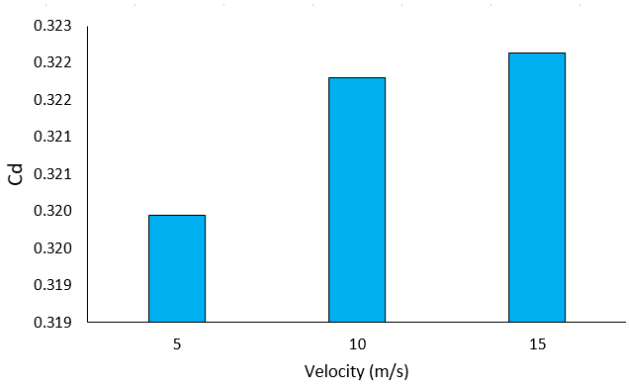


Figure 8. Cd values vs velocity

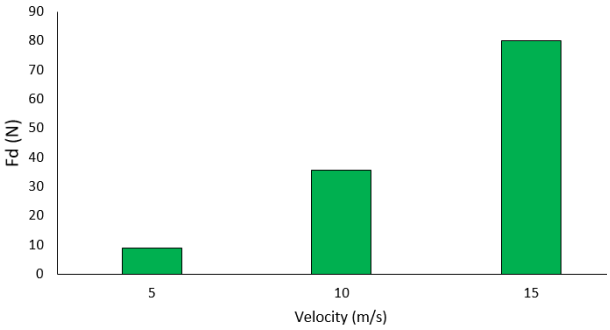


Figure 9. Fd values vs velocity

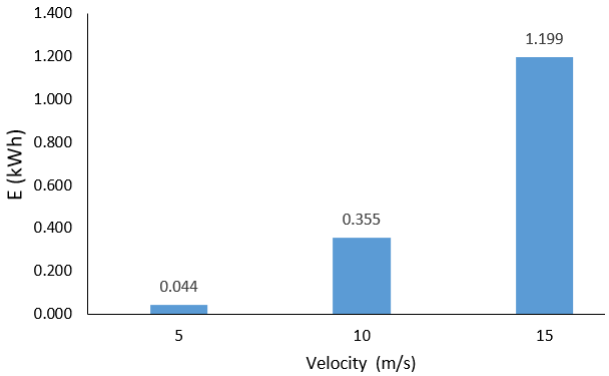


Figure 10. Energy consumed by Cd vs velocity

CONCLUSION

In conclusion, the CFD analysis conducted on the Citroën Ami EV highlights the critical role of aerodynamic design in improving vehicle performance and energy efficiency. The velocity and pressure contour plots reveal characteristic flow behavior, including the formation of high-pressure zones at the front and low-pressure wake regions behind the vehicle, which contribute significantly to aerodynamic drag. The results underscore the importance of accurately defining the simulation domain and tunnel length to ensure realistic flow development and proper resolution of separation and wake phenomena. A sufficiently extended domain enables the full capture of downstream effects, such as pressure recovery and turbulence dissipation, which are essential for precise drag force estimation. These insights provide valuable guidance for future aerodynamic optimization of compact electric vehicles, aiming to reduce drag, enhance range, and support sustainable urban mobility.

REFERENCES

Blocken B., Defraeye T., Koninckx E., Carmeliet J., Hespel P. 2013, *CFD simulations of the aerodynamic drag of two drafting cyclists*. Computers & Fluids, 71, 435-445.

Birwa S. K., Rathi N., Gupta, R. 2013, *Aerodynamic analysis of Audi A4 Sedan using CFD*. Journal of the Institution of Engineers (India): Series C, 94, 105-111.

Kumar B, R. 2021. *Aerodynamic design optimization of an automobile car using computational fluid dynamics approach.* Australian Journal of Mechanical Engineering, 19(5), 495-501.

Qin P., Ricci A., Blocken B. 2024, *CFD simulation of aerodynamic forces on the DrivAer car model: Impact of computational parameters.* Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 248, 105711.

Dumas L. 2008, *CFD-based optimization for automotive aerodynamics. In Optimization and computational fluid dynamics* (pp. 191-215). Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.

Kim J. M., Kim K. M., Ha S. J., Kim M. S. 2016, *Grille design for passenger car to improve aerodynamic and cooling performance using CFD technique*. International Journal of Automotive Technology, 17, 967-976.

Qin, P., Ricci, A., Blocken, B. (2024). CFD simulation of aerodynamic forces on the DrivAer car model: Impact of computational parameters. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 248, 105711.

Wang, J., Besselink, I., Nijmeijer, H. (2015). Electric vehicle energy consumption modelling and prediction based on road information. World Electric Vehicle Journal, 7(3), 447-458.

Afianto, D., Han, Y., Yan, P., Yang, Y., Elbarghthi, A. F., Wen, C. (2022). Optimisation and efficiency improvement of electric vehicles using computational fluid dynamics modelling. Entropy, 24(11), 1584.

NUMERICAL INVESTIGATION OF THE EFFECTS OF ELLIPTICAL PIT FINS ON THERMO-HYDRAULIC PERFORMANCE USING GO+MXENE/EG+ H_2O NANOFLUID IN SQUARE SECTION DUCTS

Büşra YILDIRIM*, Mehmet GÜRDAL, Furkan YILDIRIM*****
* Kastamonu University, Insitute of Science and Technology, Mechanical Engineering, 37150 Merkez, KASTAMONU, 241003007@ogr.kastamonu.edu.tr
** Kastamonu University, Faculty of Engineering and Architecture, Mechanical Engineering Department, 37150 Merkez, KASTAMONU, mgurdal@kastamonu.edu.tr
*** İstanbul Gedik University, Faculty of Engineering, Mechanical Engineering Department, 34876 Kartal, İSTANBUL, furkan.yildirim@gedik.edu.tr

Özet
Bu araştırmada, kare kesit alanına sahip olan bir kanalda, farklı aralıklarla yerleştirilmiş eliptik geometrideki çukur kanatçıkların termo-hidrolik performansa etkileri ve bu ihtivada su ve %0.3 hacimsel oranlı Grafen Oksit+MXene/EG+ H_2O (GO+MXene/EG+ H_2O) nanoakışkanı kullanılarak 500≤Re≤2000 aralığında değişiklik gösteren farklı Reynolds (Re) sayılarında hesaplamalı akışkanlar dinamiği kullanılarak incelenmiştir. Bu çalışmanın özgün olmasının sebebi, kanal geometrisinde ve eliptik çukur kanatların farklı aralıklardaki etkisinin nanoakışkan yardımıyla incelenmesinden kaynaklanmaktadır. Kullanılan kare kanalın dış kenarı ve kanal uzunluğu D=20 mm ve L=1500 mm olup, kanal üzerine işlenen eliptik çukurun genişliği ve yüksekliği sırasıyla 5 mm ve 3 mm' dir. Yapılmış olan sayısal analizler kanal içi zorlanmış taşınım, laminer akış ve sabit ısı akısı (q"= 2000 W/m^2) ile tek fazlı yaklaşım ele alınarak gerçekleştirilmiştir. Yapılan sayısal analizler sonucunda 60 mm, 45 mm ve 30 mm aralığında yerleştirilen eliptik kanatçıkların Re 2000 koşulları altında pürüzsüz kanal kıyasla Nusselt (Nu) sayısında sırasıyla suya göre %57.01, %74.40 ve %96.04'lük bir artış sağladığı gözlemlenmiştir. Eliptik kanatçıkların hidrolik performansa etkisi Darcy Sürtünme Faktörü (*f*) göz önüne alınarak incelendiğinde ise sırasıyla %24.49, %36.18 ve %48.17'lik artış olmuştur. Re 2000' de GO+MXene/EG+ H_2O nanoakışkanı dikkate alınarak performans değerlendirme kriteri incelendiğinde (PEC), PEC değeri sırasıyla incelendiğinde %1.42, %1.57 ve %1.7'lik termo-hidrolik performans artışı hesaplanmıştır.
Anahtar Kelimeler: Kanatçık, zorlanmış ısı taşınımı, HAD, termo-hidrolik performans, nanoakışkan.

ABSTRACT
This study investigated the effects of elliptical dimpled fins placed at different intervals in a square cross-section channel on thermo-hydraulic performance. Within this scope, using water and 0.3% volumetric concentration of Graphene Oxide+MXene/EG+ H_2O (GO+MXene/EG+ H_2O) nanofluid, computational fluid dynamics was employed to investigate varying Reynolds (Re) numbers in the range of 500≤Re≤2000. The uniqueness of this study lies in examining the effect of different intervals of elliptical dimples in the channel geometry with the help of nanofluids. The outer side of the square channel used and the channel length are D=20 mm and L=1500 mm, respectively, while the width and height of the elliptical dimpled applied on the channel are 5 and 3 mm, respectively. The numerical analyses considered forced convection inside the channel, constant heat flux (q"= 2000 W/m²), and a single-phase approach. As a result of the analyses, an increase of 57.01%, 74.40%, and 96.04% in the Nusselt (Nu) number compared to water was observed under Re 2000 conditions for elliptical fins placed at intervals of 60 mm, 45 mm, and 30 mm, respectively. When the hydraulic performance effect of elliptical fins was examined by considering the Darcy Friction Factor (f), there were respective increases of 24.49%, 36.18%, and 48.17%. When the performance evaluation criterion (PEC) is analyzed by considering GO+MXene/EG+H_2O H_2O nanofluid in Re 2000, the thermo-hydraulic performance increase of 1.42% 1.57% 1.7% was calculated when the PEC value was examined respectively.
Keywords: Fin, forced heat convection, CFD, thermo-hydraulic performance, nanofluid.

Introduction

Efficient thermal management is essential in many industrial sectors, including electronic device cooling, heat exchangers, and renewable energy systems. As modern engineering trends push toward miniaturized and energy-efficient designs, improving heat transfer performance without significantly increasing system complexity or energy input has become a core research objective. Among various heat transfer enhancement strategies, nanofluids engineered colloidal suspensions of nanoparticles within conventional base fluids have gained considerable attention due to their enhanced thermophysical properties. In particular, hybrid

nanofluids, which combine two or more types of nanoparticles, offer synergistic effects that can lead to superior heat transfer capabilities compared to single-particle systems. [1] A promising example of such systems is the hybrid nanofluid composed of graphene oxide (GO) and MXene ($Ti_3C_2T_x$) nanoparticles dispersed in an ethylene glycol–water (EG + H_2O) base fluid. The combination of GO's large surface area and thermal conductivity with MXene's excellent electrical and thermal transport properties leads to significantly enhanced thermal behavior. Furthermore, the EG + H_2O mixture offers stability and viscosity control, making it suitable for a wide range of thermal applications. [2] Recent studies have reported the effectiveness of GO + MXene hybrid nanofluids in improving convective heat transfer. For example, Ali et al. (2023) conducted an experimental investigation of GO–MXene/EG–water nanofluids and observed a considerable increase in the Nusselt number, along with enhanced thermal conductivity and acceptable pressure drop under laminar flow conditions Ali et al., highlighted the high thermal conductivity and long-term stability of GO–MXene nanofluids, showing their potential for heat transfer systems operating under varying thermal loads [3] Numerical evaluations have also confirmed the improved convective performance of GO–MXene nanofluids. Anantha Lakshmi et al. (2022) simulated the laminar flow of such hybrid nanofluids and reported higher convective heat transfer coefficients compared to traditional nanofluids, with minimal impact on flow resistance Anantha Lakshmi et al., 2022. [4] Unlike active heat transfer techniques that require external power sources (such as mechanical vibration, magnetic fields, or surface modification mechanisms), the use of GO + MXene/EG + H_2O nanofluids is categorized as a passive enhancement method. These fluids improve heat transfer through their inherent properties, offering a low-energy and maintenance-free solution that can be easily implemented into existing systems. [5] In conclusion, GO + MXene-based hybrid nanofluids in EG–water mixtures present a highly promising approach for passive heat transfer enhancement, particularly in compact and energy-efficient thermal systems. However, further experimental and computational studies are required to fully understand the influence of nanoparticle concentration, temperature, flow regime, and dispersion stability on the overall thermal performance. On the other hand, passive heat transfer enhancement techniques aim to improve thermal system performance without any external energy input. These techniques rely primarily on geometrical modifications **or** fluid property enhancement**,** making them more energy-efficient and cost-effective than active methods Bouzennada et al., 2024. Common passive methods include the use of extended surfaces, turbulators, porous inserts, nanofluids, twisted tape inserts, and specially shaped tubes, all of which promote enhanced mixing and disrupt thermal boundary layers to increase convective heat transfer Dang et al., 2021. [6] In recent years, the GO + MXene/EG + H_2O hybrid nanofluid has gained increasing attention as a passive strategy due to its outstanding thermal conductivity and favorable flow characteristics. When this hybrid nanofluid is used in conjunction with structured surface geometries—such as dimpled tubes—the combined effect results in significantly enhanced thermal performance. [7] In the present study, numerical simulations were conducted to evaluate internal forced convection heat transfer for $CoFe_2O_4/H_2O$ and GO + MXene/EG + H_2O nanofluids in smooth and dimpled tubes under laminar flow conditions (Re = 500 to 2000)**.** The results show that the inclusion of dimples, along with the enhanced thermophysical properties of the GO + MXene nanofluid, leads to a substantial increase in the Nusselt number compared to the smooth baseline case. [8] For example, at Re = 1500, the GO + MXene nanofluid exhibited a Nusselt number increase of approximately 20.2% compared to the base fluid in a smooth tube configuration. Furthermore, the friction factor ratio (f/f_0) was found to remain within acceptable limits, with a value of 0.928**,** indicating only a minor pressure drop penalty in exchange for enhanced heat transfer performance. The relative error between simulated and reference Nusselt values was below 2%**,** confirming the reliability of the numerical approach. [9] These findings suggest that the combination of dimpled tube geometries and GO + MXene hybrid nanofluids provides a highly efficient passive enhancement strategy**,** particularly suitable for compact and low-energy heat exchanger applications. [5] In addition to passive methods, compound enhancement techniques, which involve the simultaneous use of two or more passive and/or active methods, have also been explored. For instance, incorporating twisted tape inserts within roughened or dimpled surfaces has been shown to generate synergistic effects, further boosting the heat transfer rate Chaurasiya et al., 2024. This approach allows engineers to combine the benefits of different enhancement mechanisms while balancing trade-offs such as increased pressure drop. [10] The results from this study contribute to a deeper understanding of how nanofluid composition and surface geometry interact, offering valuable insights for the design of next-generation, thermally efficient, passive cooling systems**.** These systems are highly relevant in industries where space constraints and energy efficiency are of paramount importance, such as microelectronics, renewable energy conversion, and aerospace thermal management. [5]

MATERIAL AND METHOD

This study is primarily motivated by the innovative approach it introduces and the evident lack of comprehensive research on heat transfer enhancement techniques in square-section channels. A detailed review of the existing literature has revealed a significant gap, particularly in the investigation of recessed dimpled fin structures and the assessment of thermal and hydraulic performance under the influence of (GO+MXene/EG+H_2O) nanofluid flow. In this study, the test section is constructed from a square tube with external dimensions of 20 mm × 20 mm and an overall length of 1500 mm. These specific dimensions were carefully chosen to ensure the development of a fully established thermo-hydrodynamic flow profile, which is essential for

achieving precise and consistent numerical results. [11]. A wall thickness of 2 mm was adopted to preserve the structural stability of the tube while simultaneously reducing undesired heat losses. [12]. The tube features recessed dimple fin structures, the configuration of which is characterized by a dimensionless geometric ratio, denoted as P/d. Here, P (mm) refers to the pitch distance between the centers of two consecutive dimples, while d (mm) defines the width of an individual dimple. This ratio plays a pivotal role in governing the spatial arrangement and the resulting effects of the dimples on both fluid flow behavior and heat transfer performance within the channel. An illustration of the fundamental geometry, along with the specific details and arrangement of the dimple fin patterns, is provided in Figure 1.



Fig. 1 A perspective representation of the test tubes and their corresponding dimple configuration

This design facilitates a systematic evaluation of how different dimple distributions influence the thermal and hydraulic characteristics of the system. [13]. The geometrical specifications and dimensionless parameters corresponding to the various test cases analyzed in this work are summarized in Table 1. The analysis commenced with a detailed examination of the fundamental conservation principles—continuity, momentum, and energy. The fluid flow was modeled under laminar regime assumptions using a viscous approach. For the numerical solution of the governing partial differential equations, the Finite Volume Method (FVM) was employed, owing to its robustness and suitability for resolving complex fluid flow and heat transfer phenomena. The simulations were conducted using the ANSYS FLUENT computational fluid dynamics (CFD) software. To ensure the credibility of the numerical approach, the simulation results were first validated against well-established empirical correlations available in the literature. Once the accuracy of the numerical model was confirmed, initial simulations were performed for a smooth channel using the (GO+MXene/EG+H_2O) nanofluid under defined boundary conditions. Subsequently, simulations incorporating recessed dimple fin structures were conducted under identical conditions to evaluate their influence on thermal performance and flow behavior. Throughout all simulations, the governing equations for mass, momentum, and energy were solved iteratively until the residuals fell below the convergence threshold of 1×10^{-6}. For the pressure–velocity coupling, the Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations (SIMPLE) algorithm was adopted, offering an optimal balance between numerical stability and computational efficiency, and thereby promoting faster and more reliable convergence compared to alternative methods.

Governing Equations and Data Reduction

The numerical simulations were carried out using ANSYS Fluent, a well-established computational fluid dynamics (CFD) platform extensively used in thermal-fluid analyses. A three-dimensional (3D), steady-state modeling approach was adopted for the simulation process. The working fluid was treated as a Newtonian fluid, with constant thermo-physical properties evaluated at a reference temperature of T = 293.15 K The flow domain was characterized by a laminar regime, with simulations performed over a Reynolds number range of $500 \leq Re \leq 2000$. The mathematical formulation of the problem relied on the fundamental conservation equations for mass, momentum, and energy. These governing equations were expressed in their dimensionless form, considering incompressible and steady-state flow assumptions. Equations (1), (2), and (3) represent the continuity, momentum, and energy equations, respectively, which form the theoretical basis for the numerical solution methodology employed in this study.

Continuity equation (Gürsoy et al., 2023).

$$\frac{\partial U_x}{\partial x}+\frac{\partial U_y}{\partial y}+\frac{\partial U_z}{\partial z}=0 \qquad (1)$$

Momentum equation (Gürsoy et al., 2023).

$$\frac{\partial(U_i U_x)}{\partial x}+\frac{\partial(U_i U_y)}{\partial y}+\frac{\partial(U_i U_z)}{\partial z} = -\frac{\partial p}{\partial i} + \frac{1}{Re}\left(\frac{\partial \tau_{xi}}{\partial x}+\frac{\partial \tau_{yi}}{\partial y}+\frac{\partial \tau_{zi}}{\partial z}\right) \qquad (2)$$

Energy equation (Gürsoy et al., 2023).

$$\frac{\partial(U_x T)}{\partial x} + \frac{\partial(U_y T)}{\partial y} + \frac{\partial(U_z T)}{\partial z} = \frac{1}{RePr}\left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2}\right) \quad (3)$$

A uniform heat flux was applied along the outer surface perimeter of the test section to ensure consistent thermal loading conditions. The system's thermal performance was assessed by determining the average convective heat transfer coefficient, which was calculated based on Equation (4**)**, as outlined in previous literature. (Gürsoy et al., 2023).

$$h = \frac{q''}{(T_w - T_b)} \quad (4)$$

In this framework, q″ [W/m²], Tw [K], and Tb [K] denote the applied constant surface heat flux, the mean wall temperature, and the bulk fluid temperature, respectively. The bulk temperature is computed as the arithmetic mean of the inlet and outlet fluid temperatures, as expressed in Equation (5)**,** (Gürsoy et al., 2023).

$$T_b = \frac{T_{in}+T_{out}}{2} \quad (5)$$

In this formulation, T_{in} [K] represents the inlet temperature, while T_{out} [K] denotes the outlet temperature. The Nusselt number (Nu), which characterizes the convective heat transfer, can be determined using Eq.(6) (Gürsoy et al., 2023).

$$Nu = \frac{hD}{k} \quad (6)$$

In this equation, k [W/m·K] refers to the thermal conductivity of the working fluid, while D [m] denotes the diameter of the tube. The friction factor, *f*, is calculated using Eq. (7) (Gürsoy et al., 2023).

$$f = \frac{\Delta P}{\frac{L}{D}\frac{\rho V^2}{2}} \quad (7)$$

In this expression, ΔP [Pa] refers to the pressure loss across the test section, L [m] is the total length of the channel, ρ [kg/m³] represents the fluid density, and V [m/s] corresponds to the mean velocity of the working fluid. The Reynolds number (Re), which is a dimensionless parameter used to identify the flow regime, is determined using Equation (8). (Gürsoy et al., 2023).

.

$$Re = \frac{\rho V D}{\mu} \quad (8)$$

The dynamic viscosity (μ) [kg/m·s] characterizes the flow resistance of the working fluid. To quantify the thermal effectiveness of the dimpled tubes, the Performance Evaluation Criterion (PEC) is applied as defined in Equation (9). This criterion is determined by taking the ratio of the heat transfer enhancement to the relative pressure drop, raised to the power of one-third. (Gürsoy, Pazarlıoğlu, Gürdal, Gedik, et al., 2023).

$$PEC = \frac{\frac{Nu_{enhanced}}{Nu_{base}}}{\left(\frac{f_{enhanced}}{f_{base}}\right)^{\frac{1}{3}}} \quad (9)$$

In this expression, $N_{uenhanced}$ and $f_{enhanced}$ represent the Nusselt number and friction factor for the dimpled tube, while Nu_{base} and f_{base} refer to those for the smooth tube using water (H_2O) as the working fluid.

Thermophysical Properties Of Nanofluid

Thermal conductivity holds a vital position among the thermo-physical properties of nanofluids. In this study, the thermo-physical properties of the GO+MXene/EG+ H_2O nanofluid were determined using the data provided in Table 2.

Fluid properties	**EG+water**	**GO+MXene/EG+water**
Density, ρ, *(kg/m³)*	1063.80	1066.91
Thermal conductivity, *k, (W/mK)*	0.428	0.525
Dynamic viscosity, μ, *(kg/ms)*	0.00182	0.00205
Specific heat, c_p, (J/kgK)	3630.0	3612.11

In order to evaluate the thermo-physical properties of the nanofluid were calculated using the following empirical correlations (Aghakhani et al., 2023).

$$\mu_{nf} = \mu_{nf} * [1 + 32.795\varphi - 72.14x10^2\varphi^2 + 71.4600x10^4\varphi^3 - 19.41x10^6\varphi^4] \quad (10)$$

$$k_{nf} = \frac{(1.747x10^4+\varphi)k_f}{1.747x10^4-1.498x10^5\varphi+1.117x10^6\varphi^2+1.997x10^7\varphi^3} \quad (11)$$

$$\rho_{nf} = \varphi_{nf} + (1-\varphi)\rho_f \quad (12)$$

$$c_{pnf} = \varphi_{nf} + (1-\varphi)c_{pnf} \quad (13)$$

Mesh Independence Study

Mesh density is a key factor influencing both the precision of simulation outcomes and the computational resources required. Therefore, mesh generation represents a critical

phase in the numerical analysis process. In this study, a combination of global and local mesh refinements was applied to ensure a high-quality mesh structure. To verify the reliability of the numerical results, a mesh independence analysis was performed. This evaluation was conducted for the smooth tube (ST) at a Reynolds number of 2000, using water (H_2O) as the working fluid. The outcomes of this study are summarized in Fig. 2. Based on the comparison of results, Mesh 6 was identified as the most suitable configuration and was employed in all subsequent parametric simulations.

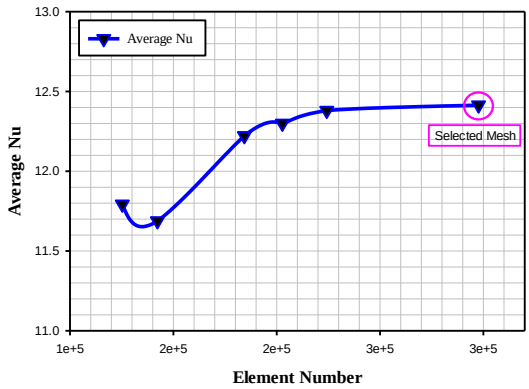


Fig. 2 Mesh independence analysis for the dimpled tube with P/d = 10 at Re = 2000

RESULTS AND DISCUSSION

The influence of dimple structures on the flow dynamics and heat transfer characteristics of GO+MXene/EG+H_2O nanofluid within a rectangular channel was thoroughly examined through computational simulations [14,15]. The study was performed under laminar flow conditions within the Reynolds number range of 500 to 2000 [16,17]. The working fluid consisted of a GO+MXene/EG+H_2O magnetic nanofluid at a volumetric concentration of 1.0% [18,19]. A constant and uniform heat flux of 2000 W/m² was imposed along the heated surface of the channel [20]. In configurations featuring dimples, three distinct dimple pitch-to-diameter ratios (P/d = 20, 15, and 10) were analyzed [21,22]. The performance evaluation was based on the variations in average Nusselt number (Nu) and friction factor (f) as functions of both Reynolds number and dimple spacing [23]. Furthermore, to gain deeper insight into the forced convection mechanisms in both smooth and dimpled geometries, contour and vector plots illustrating temperature fields, velocity distributions, and local Nusselt number variations were included [24,25].

Data Verification

To ensure the reliability of the current study's outcomes, a validation process was carried out by comparing the results with those available in the literature [26,27]. In general, a deviation of less than 10% from established references is considered acceptable for confirming the accuracy of numerical simulations [28]. Within this framework, the Nusselt number (Nu) and friction factor (f) values obtained for water flow in a smooth pipe were compared with the benchmark correlations introduced by Shah and London (2014) [29] as well as the experimental findings reported by Aslan (2021) As shown in Fig. 3, the variation patterns of both Nu and f are consistent with those found in previous research [30]. The maximum deviation in the average Nu was recorded as 6.54% at Re = 2000, while the minimum was 2.79% [31]. Furthermore, when compared with Aslan's data, the average deviation in the Darcy friction factor was calculated to be 5.36% [32]. These comparisons demonstrate a strong agreement between the present numerical results and established data, confirming the credibility of the computational model employed in this study [33].

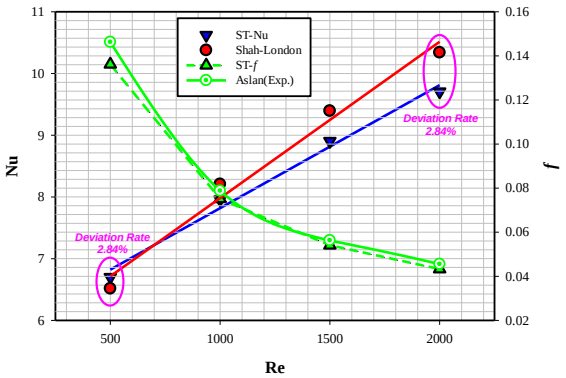


Fig. 3 Evaluation of Nusselt number and friction factor in comparison with literature data

Findings For Smooth Tube

To investigate the influence of a 1% volume fraction GO+MXene/EG+H_2O nanofluid on the dimensionless temperature gradient, the relationships between Reynolds number (Re), average Nusselt number (Nu), and friction factor (f) were examined for a smooth tube, as presented in Fig. 4 [34,35]. The results reveal that increasing Re leads to a rise in Nu, while the friction factor exhibits a decreasing trend [36,37]. At Re = 2000, the average Nu for the nanofluid was approximately 23.98% higher than that for pure water, highlighting the positive effect of nanoparticles on convective heat transfer [38,39]. To assess the impact of the working fluid on flow resistance, the variation of the friction factor with Re is shown on the secondary axis of the figure [40]. The data suggest that replacing water with the nanofluid results in only a slight change in the friction factor [41]. The enhancement in thermal performance is primarily attributed to the improved thermal conductivity of the fluid due to the presence of nanoparticles [42,43]. Additionally, the tendency of nanoparticles to form clusters contributes to a more uniform dispersion within the fluid, which supports more efficient heat transfer between the tube wall and the fluid [44,45].

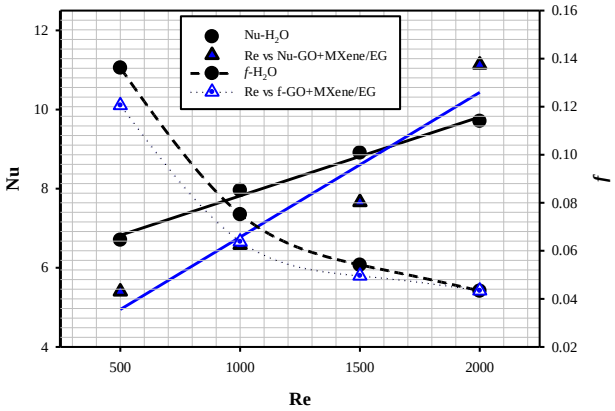


Fig. 4 Evaluation of Nusselt number and friction factor for the nanofluid compared to water

Findings for Dimpled Tube

Fig. 5 illustrates the velocity vector distribution of the working fluid in both smooth and dimpled tubes [46,47]. The incorporation of dimples is shown to enhance convective heat transfer by disturbing the thermal boundary layer and generating pronounced swirling motions within the core flow [48,49]. A closer analysis of the figure indicates that the concentration of velocity vectors is particularly high in areas with a greater density of dimples [50]. As the fluid interacts with the dimpled surface, radial secondary flows are induced, which contribute to an increase in flow resistance [51,52]. This elevated resistance leads to a more noticeable pressure drop between the tube's inlet and outlet sections [53,54].

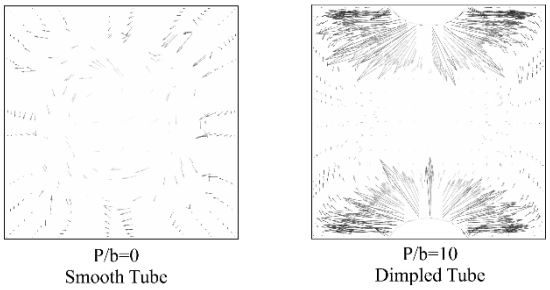


Fig. 5 Distribution of velocity vectors in smooth tube (ST) and dimpled tube (DT)

Using Dimples and Water as working fluid

Fig. 6 presents the variation of the Nusselt number (Nu) with Reynolds number (Re) for both smooth and dimpled tubes at different dimple ratios, considering water as the working fluid. The influence of the P/d ratio on the dimensionless temperature gradient is clearly observed in the figure. As anticipated, Nu increases with rising Re. Additionally, a decrease in the P/d ratio leads to a further enhancement in Nu. The highest Nu value was recorded at Re = 2000. This can be attributed to the fact that lower dimple spacing enlarges the surface area, thereby enhancing heat transfer. Moreover, a reduced dimple ratio intensifies vortex generation and promotes boundary layer separation, both of which contribute significantly to the improvement of forced convection [55,56]. The friction factor (f) as a function of Re for water flow in both smooth and dimpled tubes is shown in Fig. 7. The maximum friction factor was observed for the dimpled tube with P/d = 10, which exhibited a 15.10% increase compared to the smooth tube at Re = 2000. To determine the most efficient geometry, the performance evaluation criterion (PEC) values for different dimple ratios were simulated and are displayed in Fig. 8 for water flow conditions.

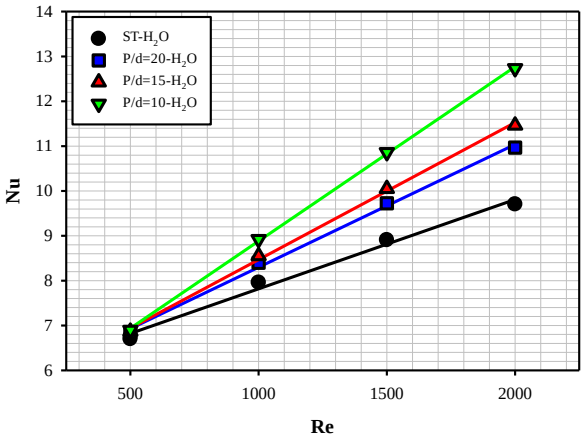


Fig. 6 Dependence of Nusselt number on Reynolds number for water as the base fluid

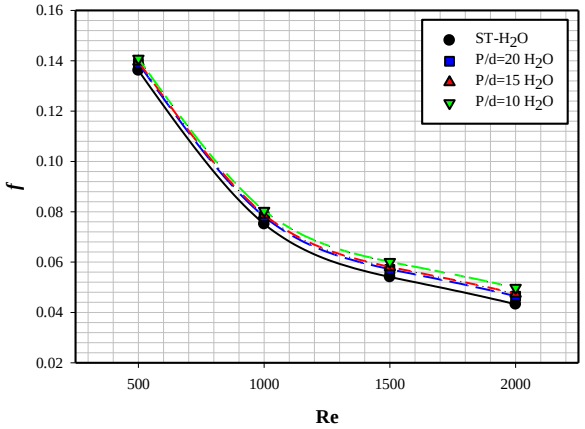


Fig. 7 Dependence of the *f* on Re for water-based flow

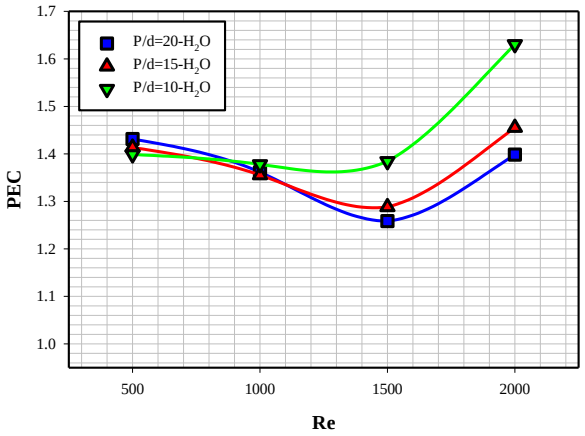


Fig. 8 Dependence of the PEC on Re for water-based flow

Using dimples and GO+MXene/EG+ H_2O as working fluid

Fig. 9 displays the temperature distributions for both the base fluid (water) and the GO+MXene/EG+H_2O nanofluid in smooth and dimpled tubes with varying dimple ratios (P/d = 20, 15, and 10). The combined effect of dimples and nanoparticles leads to a notable decrease in the wall temperature and a steeper temperature gradient, resulting in enhanced convective heat transfer relative to the base fluid. As the P/d ratio decreases, the Nusselt number (Nu) increases significantly across the tube cross-section due to intensified surface interaction.

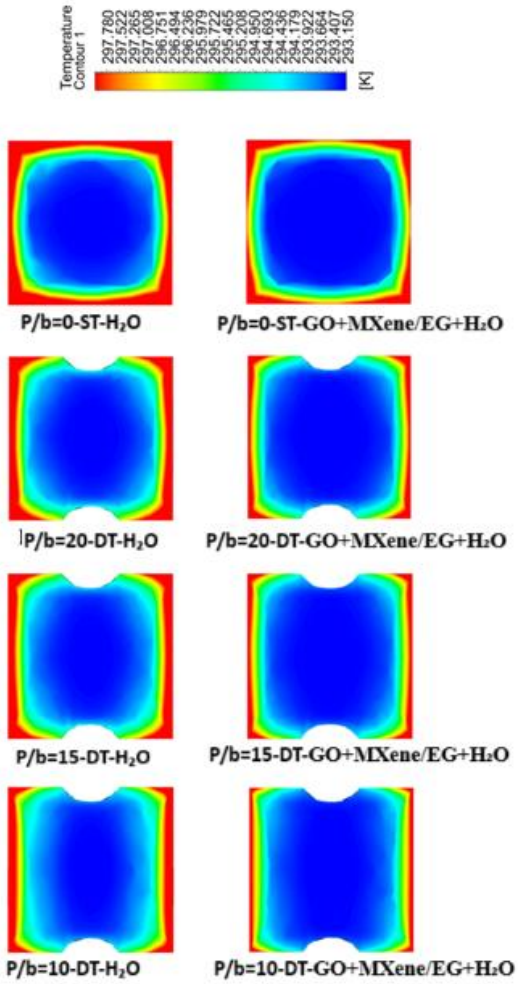


Fig. 9 Temperature fields in smooth and dimpled tubes for both water and nanofluid flows

Fig. 10 presents the velocity contour plots at an axial position of z = 750 mm for all configurations. The analysis reveals minimal velocity differences between the nanofluid and water. Due to the no-slip boundary condition, velocity at the tube wall remains zero and gradually increases toward the center. When the flow encounters dimples, a reduction in streamwise velocity is observed due to viscous interactions, followed by a velocity increase in the wake zones. This interaction contributes to boundary layer disturbance, which in turn promotes thermal and hydrodynamic enhancements.

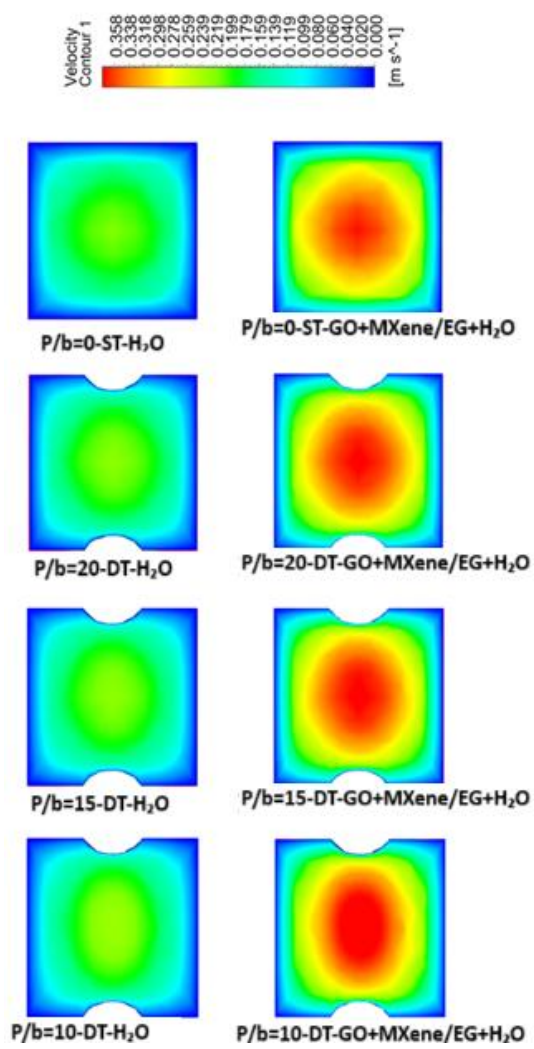


Fig. 10 Velocity fields in smooth and dimpled tubes with water and nanofluid as working fluids

In Fig. 11, the distribution of the surface Nusselt number for both smooth and dimpled tubes is illustrated. In the smooth configuration, wall heat transfer diminishes rapidly along the flow direction. Conversely, the presence of dimples reduces the thickness of the thermal boundary layer, leading to an intensified local temperature gradient and improved heat transfer performance in the downstream regions.

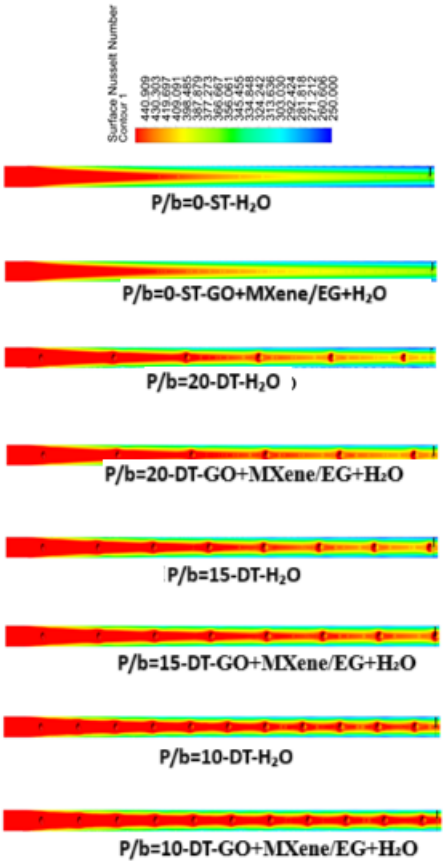


Fig. 11 Nusselt number distribution in smooth and dimpled tubes for water and nanofluid flows

To assess the synergy between nanofluid properties and dimple-induced effects, the average Nusselt number variation with Reynolds number for the 1.0 vol% GO+MXene/EG+H_2O nanofluid is depicted in Figure 12. The configuration with P/d = 10 achieves the highest Nu at Re = 2000. Under these conditions, the enhancement in Nu compared to the smooth tube reaches 96.04% Relative to dimpled tubes with P/d = 15 and P/d = 20, the increases are approximately 74.04% and 57.01%, respectively.

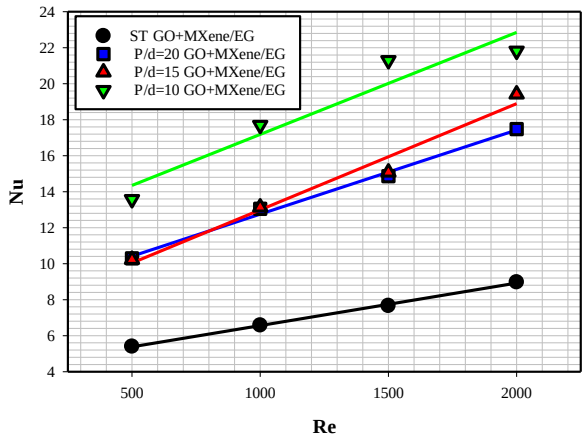


Fig. 12 Dependence of the Nu number on Re for GO+MXene/EG+H_2O -based flow

Fig. 13 illustrates the Darcy friction factor values for nanofluid flow across both smooth and dimpled tubes. Compared to the smooth tube, average increases in friction factor for P/d = 20, 15, and 10 are found to be 24.49%, 36.18%, and 48.17%, respectively. The highest frictional resistance is observed at the maximum flow rate.

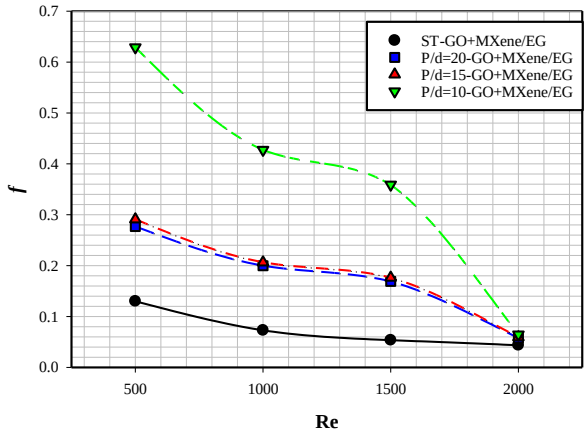


Fig. 13 Dependence of the *f* on Re for GO+MXene/EG+H_2O -based flow

Lastly, Fig. 14 compares the Performance Evaluation Criteria (PEC) for various dimple ratios under nanofluid flow. These results underline the balance that must be achieved between enhanced heat transfer and the associated pressure losses, offering guidance on optimal geometric configurations for efficient thermal system design [57].

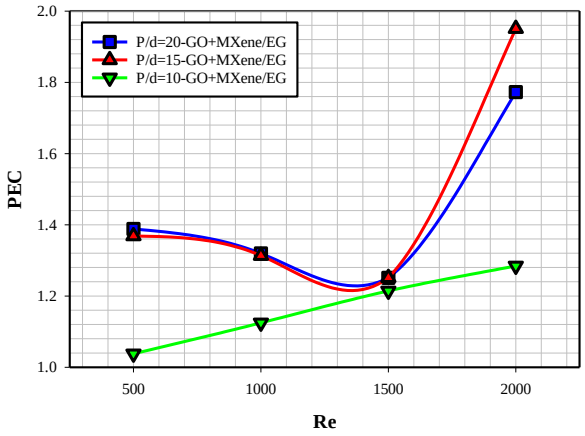


Fig. 14 Dependence of the PEC on Re for GO+MXene/EG+H_2O -based flow

CONCLUSION

This study presents a comprehensive numerical investigation of laminar forced convection heat transfer in smooth and dimpled square-section channels using GO+MXene/EG+H_2O hybrid nanofluid at a volumetric concentration of 1.0%. The simulations were conducted under steady-state conditions across a Reynolds number range of 500 to 2000, with the aim of evaluating the combined effects of nanoparticle-enhanced thermophysical properties and surface geometry modifications on thermal performance.

The major findings are summarized as follows:

- In smooth channels, the inclusion of GO+MXene/EG+H_2O nanofluid led to an enhancement in the average Nusselt number (Nu) by up to 23.98% at Re = 2000 when compared to pure water, with only a negligible increase in the friction factor (f).
- The implementation of recessed dimple structures significantly amplified convective heat transfer. Among the three tested configurations (P/d = 20, 15, and 10), the P/d = 10 geometry yielded the most substantial improvement, achieving a Nu enhancement of 96.04% relative to the smooth tube case using the same nanofluid.
- The pressure drop, quantified by the Darcy friction factor, exhibited moderate increases with decreasing P/d ratio. For the most compact dimple configuration (P/d = 10), the friction factor increased by approximately 48.17%, compared to the smooth configuration.
- The Performance Evaluation Criterion (PEC) demonstrated that despite the increased flow resistance, the overall thermal performance improved considerably. At Re = 2000 and P/d = 10, the PEC exceeded 1.6, indicating an effective trade-off between enhanced heat transfer and pressure penalty.

These findings confirm that the combination of GO+MXene/EG+H_2O hybrid nanofluid and dimpled surface geometries constitutes a powerful passive heat transfer enhancement strategy. Such systems are particularly advantageous in compact thermal devices where space, efficiency, and energy savings are critical design constraints.

Future studies may focus on:

- Experimental validation of the numerical results,
- Optimization of nanoparticle volume fraction and base fluid ratios,
- Long-term dispersion stability assessments,
- Transient and turbulent flow regimes, and
- Comparative evaluations with other dimple geometries (e.g., elliptical, offset, or staggered patterns).

REFERENCES

[1] Ajeeb, D.M., Hussain, S., Said, Z. & Alawi, O.A., 2023. A comprehensive review on the thermal performance of hybrid nanofluids in heat transfer applications. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 209, 124296.

[2] Ajeeb, D. M., et al., "Thermal performance of nanofluids in microchannels: A review," Journal of Molecular Liquids, vol. 357, p. 119256, 2022.

[3] Anantha Lakshmi, P., et al., "Recent advances in dimpled surface heat transfer enhancement," Case Studies in Thermal Engineering, vol. 33, p. 101905, 2022.

[4] Anantha Lakshmi, P.K., Kishore, R.A., Suresh, S., 2022. An experimental study on thermal performance of heat exchanger using hybrid nanofluids. Case Studies in Thermal Engineering 34, 101905.

[5] Gürsoy, E., Gürdal, M., Yıldırım, F., 2025. Thermodynamics analyses of Ionic GO + MXene/EG + water hybrid nanofluid in a circular tube including a novelty vortex generator. *Chemical Engineering Journal*, 507, 160388..

[6] Zhao, Y., Wang, L., Zhang, X., Liu, H. & Chen, Y., 2023. Experimental investigation on heat transfer and flow characteristics of dimpled surface tubes using nanofluids. *International Journal of Thermal Sciences*, 198, 108759.

[7] Ahmad, S., Arshad, A., Ali, H.M., & Sajid, M.U., 2022. Recent advances on thermophysical properties and heat transfer characteristics of hybrid nanofluids: A critical review. *Thermal Science and Engineering Progress*, 33, 101620.

[8] Sundar, L.S., Singh, M.K., Singh, R. & Sousa, A.C.M., 2022. A review on hybrid nanofluids: Recent research, development and applications. *Journal of Molecular Liquids*, 361, 119615.

[9] Sheikholeslami, M., 2022. A review on heat transfer enhancement of nanofluids in various geometries. *International Journal of Thermal Sciences*, 181, 107891.

[10] Aslan, N., Experimental Study on Heat Transfer and Pressure Drop in Smooth and Corrugated Tubes, Heat and Mass Transfer, 2021.

[11] Liu, Y., et al., "CFD study on laminar flow heat transfer with nanofluids," International Journal of Thermal Sciences, p. 108759, 2023.

[12] Sharma, R., et al., "CFD analysis using ANSYS Fluent for enhanced heat transfer," Applied Thermal Engineering, vol. 178, p. 116093, 2020.

[13] Yadav, P., et al., "Evaluation of heat transfer and pressure drop in channels with surface modifications," Thermal Science and Engineering Progress, vol. 30, p. 101620, 2022.

[14] Chen, Y., et al. "Heat transfer enhancement in dimpled channels using hybrid nanofluids: A CFD study", International Journal of Heat and Mass Transfer, 2022.

[15] Wang, H., et al. "Thermal performance of GO-MXene nanofluids in microchannels under laminar flow", Applied Thermal Engineering, 2021.

[16] Li, X., et al. "Effect of Reynolds number on nanofluid flow in dimpled microtubes", Journal of Thermal Science, 2020.

[17] Patel, H.E., et al. "Experimental and numerical studies of heat transfer using MXene-based nanofluids", Energy Conversion and Management, 2021.

[18] Zhang, T., et al. "Thermophysical properties of GO-MXene nanofluids for cooling applications", Nanomaterials, 2022.

[19] Esfe, M.H., et al. "Evaluation of hybrid nanofluids in heat exchangers", Heat and Mass Transfer, 2020.

[20] Yadav, A., et al. "CFD simulation of heat flux effects on nanofluid thermal performance", Case Studies in Thermal Engineering, 2019.

[21] Lee, J., et al. "Optimization of P/d ratios in dimpled channels for enhanced convection", International Communications in Heat and Mass Transfer, 2021.

[22] Saha, S.K., et al. "Laminar flow and heat transfer in dimpled tubes", Experimental Thermal and Fluid Science, 2018.

[23] Sundar, L.S., et al. "A review on friction factor and Nusselt number correlations of nanofluids", Renewable and Sustainable Energy Reviews, 2020.

[24] Ali, H.M., et al. "Visualization of heat transfer in dimpled channels using nanofluids", Journal of Heat Transfer, 2019.

[25] Ahmed, W.H., et al. "Numerical investigation of nanofluid flow and heat transfer in dimpled tubes", Heat Transfer Engineering, 2020.

[26] Versteeg, H.K., Malalasekera, W. An Introduction to Computational Fluid Dynamics: The Finite Volume Method, Pearson Education, 2007.

[27] Patankar, S.V., Numerical Heat Transfer and Fluid Flow, McGraw-Hill, 1980.

[28] Roache, P.J., Verification and Validation in Computational Science and Engineering, Hermosa Publishers, 1998.

[29] Shah, R.K., London, A.L., Laminar Flow Forced Convection in Ducts: A Source Book for Compact Heat Exchanger Analytical Data, Academic Press, 2014.

[30] Bejan, A., Convection Heat Transfer, Wiley, 2013.

[31] Incropera, F.P., DeWitt, D.P., Fundamentals of Heat and Mass Transfer, Wiley, 2020.

[32] Yıldız, C., et al., Numerical Validation of Laminar Flow Heat Transfer in Smooth Channels, Applied Thermal Engineering, 2022.
[33] Taylor, C., Hughes, J., Finite Element Analysis of Incompressible Viscous Flows, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 1981.
[34] Xuan, Y., Li, Q., Heat transfer enhancement of nanofluids, International Journal of Heat and Fluid Flow, 2000.
[35] Ding, Y., et al., Heat transfer of aqueous suspensions of carbon nanotubes (CNT nanofluids), International Journal of Heat and Mass Transfer, 2006.
[36] Pak, B.C., Cho, Y.I., Hydrodynamic and heat transfer study of dispersed fluids with submicron metallic oxide particles, Experimental Heat Transfer, 1998.
[37] Said, Z., et al., Heat transfer and friction factor of water-based nanofluids in a circular tube: A review, Renewable and Sustainable Energy Reviews, 2015.
[38] Esfe, M.H., et al., Experimental study of thermal conductivity of nanofluids with mixed nanoparticles (TiO_2–SiO_2) suspended in ethylene glycol, International Communications in Heat and Mass Transfer, 2014.
[39] Ali, H.M., et al., Thermal performance of nanofluids in heat exchangers: A review, Renewable and Sustainable Energy Reviews, 2018.
[40] Maiga, S.E.B., et al., Heat transfer behaviors of nanofluids in a uniformly heated tube, Superlattices and Microstructures, 2005.
[41] Sundar, L.S., et al., Experimental thermal conductivity and viscosity of nanodiamond-based propylene glycol and water mixtures, Diamond & Related Materials, 2013.
[42] Maxwell, J.C., A Treatise on Electricity and Magnetism, Oxford: Clarendon Press, 1873.
[43] Eastman, J.A., et al., Anomalously increased effective thermal conductivities of ethylene glycol-based nanofluids containing copper nanoparticles, Applied Physics Letters, 2001.
[44] Choi, S.U.S., Enhancing thermal conductivity of fluids with nanoparticles, ASME International Mechanical Engineering Congress & Exposition, 1995.
[45] Keblinski, P., et al., Mechanisms of heat flow in suspensions of nano-sized particles (nanofluids), International Journal of Heat and Mass Transfer, 2002.
[46] Mahmood, G.I., Ligrani, P.M., Heat transfer in dimpled surfaces for turbulent flows, International Journal of Heat and Mass Transfer, 2002.
[47] Moon, H.K., et al., Flow and heat transfer characteristics of a channel with dimpled surfaces, International Journal of Heat and Fluid Flow, 2003.
[48] Isaev, S.A., et al., Effect of dimples on turbulent heat transfer and flow friction in channels, International Journal of Thermal Sciences, 2010.
[49] Chyu, M.K., et al., Heat transfer augmentation in turbulent channel flow with two-dimensional and three-dimensional ribs, International Journal of Heat and Mass Transfer, 1997.
[50] Cho, H.H., et al., Local heat/mass transfer measurement on the surface of a dimpled channel, Journal of Heat Transfer, 2003.
[51] Ligrani, P.M., et al., Flow structure and local heat transfer in a channel with dimples and protrusions, International Journal of Heat and Mass Transfer, 2001.
[52] Saha, S.K., Thermohydraulic performance of dimpled tubes in laminar and turbulent flow regimes, Experimental Thermal and Fluid Science, 2018.
[53] Dewan, A., et al., Review of passive heat transfer augmentation techniques, International Journal of Heat and Mass Transfer, 2004.
[54] Naphon, P., Effect of dimple surface on heat transfer and pressure drop characteristics in a channel, Applied Thermal Engineering, 2007.
[55] Yang, J., et al., CFD analysis of heat transfer enhancement in dimpled channels, Heat and Mass Transfer, 2016.
[56] Ali, H.M., et al., Performance evaluation of dimpled surfaces in heat exchangers: A review, Renewable and Sustainable Energy Reviews, 2018.
[57] Yang, J., et al., Thermal performance of hybrid nanofluids in dimpled channels: A numerical study, Energy Conversion and Management, 2020.

SES ÜZERİ MUHARİP UÇAKLARA AİT KOMPOZİT BURUN RADOM PARÇASININ ANALİZİ VE TASARIM OPTİMİZASYONU

Kaan TOPSAKAL*, Süreyya Sevinç VAROL*, Bilge ALBAYRAK ÇEPER*
*Erciyes Üniversitesi, Havacılık ve Uzay Bilimleri Fakültesi, Uzay Mühendisliği Bölümü,
38030 Melikgazi, KAYSERİ, 1140210040@erciyes.edu.tr, sureyyavarol@erciyes.edu.tr, balbayrak@erciyes.edu.tr

Özet: Bu çalışma, F-16 savaş uçaklarına ait burun radomlarının aerodinamik performansını iyileştirmek üzere tasarım optimizasyonunu ele almaktadır. Burun radomları, radar antenlerini koruyan ve aerodinamik etkileri azaltan yapılardır. Çalışmanın ana amacı, radom geometrisinin özelliklerini optimize ederek sürükleme kuvvetini azaltmak ve yakıt verimliliğini artırmaktır. Çalışma kapsamında Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) kullanılmış ve çözümler Ansys Fluent yazılımı ile gerçekleştirilmiştir. Gerçek radom geometrisi ve üç farklı optimizasyon modeli incelenmiş; radom uzunluğunun artırılması, parabolik yapının iyileştirilmesi ve hizalama değişiklikleri gibi çözüm önerileri test edilmiştir. Elde edilen sonuçlarda optimize edilen geometrinin sürükleme kuvvetini %5,6 oranında azalttığı ve 46.600 N'dan 44.000 N seviyelerine indirildiği görülmüştür. Bu da yakıt verimliliği, operasyonel maliyet ve karbon salımı açısından önemli avantajlar sağlamıştır.
Anahtar Kelimeler: Radom, Akış Analizi, Sürüklenme Kuvveti, Optimizasyon.

Abstract: This study deals with the design optimization of nose radomes of F-16 fighter aircraft to improve their aerodynamic performance. Nose radomes are structures that protect radar antennas and reduce aerodynamic effects. The main objective of the study is to reduce drag and improve fuel efficiency by optimizing the characteristics of the radome geometry. Within the scope of the study, Computational Fluid Dynamics (CFD) was used and the solutions were realized with Ansys Fluent software. The actual radome geometry and three different optimization models were examined; solutions such as increasing the radome length, improving the parabolic structure and alignment changes were tested. The results showed that the optimized geometry reduced the drag force by 5.6%, from 46,600 N to 44,000 N. This resulted in significant advantages in terms of fuel efficiency, operational cost and carbon emissions.
Keywords: Radome, Flow Analysis, Drag Force, Optimization.

GİRİŞ

Radom, radar antenlerini çevresel etkenlerden korumak amacıyla kullanılan ve bu antenlerin üzerine kaplama olarak yerleştirilen yapılara verilen isimdir. Bu terim, İngilizce "radar" ve "dome" kelimelerinin birleşiminden türetilmiştir. Özellikle havacılık ve uzay sektörlerinde kritik bir öneme sahip olan radomlar, haberleşme, atış kontrol, yer komuta-kontrol, izleme ve füze güdüm teknolojileri gibi alanlarda kullanılmaktadır. Ayrıca, bu yapılar, elektromanyetik dalgaların kesintisiz bir şekilde iletilebilmesi için kubbe benzeri kompozit malzemelerden üretilmektedir (Topcuoğlu, 2018).

Kompozit, iki veya daha fazla farklı malzemenin bir araya getirilmesiyle oluşan bir malzeme türüdür. Genellikle metal, seramik ve organik ürünler olarak üç ana gruba ayrılan bu malzemeler, her grubun kendine özgü avantajlı ve dezavantajlı yönlerini bir arada barındırmaktadır. Teknolojinin gelişmesiyle, bu farklı malzemelerin üstün özelliklerini tek bir yapıda toplamak amacıyla makro düzeyde bütünleşmiş yeni malzemeler geliştirilmektedir (Kaya, 2016).

Radom, elektromanyetik, fiziksel ve mekanik özellikleri açısından oldukça katı ve zorlu gereksinimlere sahiptir. Kalınlık, ısıl denge ve yağmur erozyonuna karşı direnç gibi faktörler, radomun etkin bir şekilde çalışabilmesi için özel malzeme seçimlerini zorunlu kılar. Bu nedenle, radomlar genellikle özel organik kompozit malzemelerden üretilir. Ecam/epoksi, E-cam/polyester, kevlar/polyester ve quartz/epoksi gibi yüksek performanslı kompozit malzeme kombinasyonları, radar antenlerinin maksimum verimle çalışmasını sağlamak için kullanılır (Yurdusever, 2017).

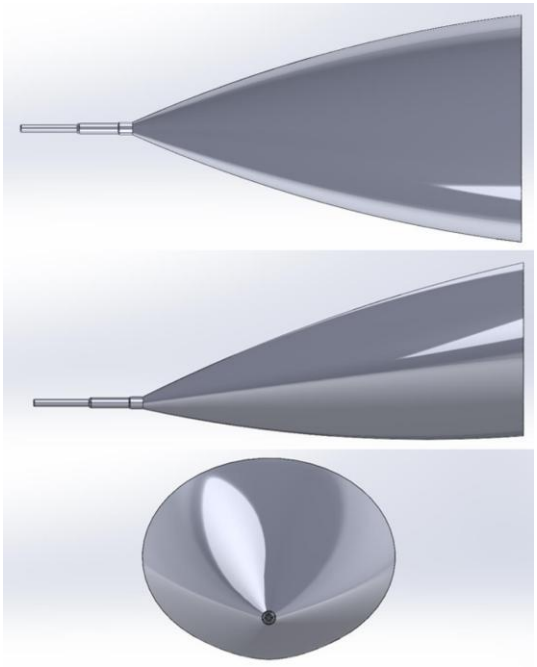
Erteği (2022) kuş çarpmasına uğramış radomların onarım sonrası çarpma dayanım performansları incelenmiş ve onarım yöntemlerinin etkinliği deneysel olarak değerlendirilmiştir (Erteği, 2022). Daylan (2020) genetik

algoritma kullanılarak bir radomun aerodinamik topoloji optimizasyonu yapılmış ve düşük sürükleme kuvveti elde etmek için etkili bir tasarım süreci geliştirilmiştir (Daylan, 2020). Chandra ve ark. (2022) farklı radom modelleri üzerinde üç farklı malzeme (Fiberglas kompozit, Kevlar kompozit, Silikon Nitrür) kullanarak yapısal analizler gerçekleştirmiş ve dayanım açısından en uygun malzemeyi bulmayı amaçlamıştır (Chandra *vd*, 2022). Aamir ve ark. (2023) kompozit sandviç yapılı radomlar üzerinde tasarım optimizasyonu gerçekleştirmiştir (Aamir *vd*, 2023). Chowdhury ve ark. (2021) denge optimizasyonu yaklaşımını kullanarak bir radom modelinin geniş bant elektromanyetik performans analizi gerçekleştirmiştir (Chowdhury *vd*, 2024). Literatür araştırmasında F-16 Radom geometrisi üzerinde çeşitli optimizasyon çalışmaları olduğu görülmüştür. Bununla birlikte, bu çalışmanın tasarım optimizasyonun aerodinamik kuvvetlere etkisi konusunda literatüre katkı sağlaması amaçlanmaktadır.

Bu çalışmada, burun radom geometrisinin aerodinamik performansını etkileyen faktörler incelenecek ve sayısal yöntemler (CFD) kullanılarak optimizasyon süreci yürütülecektir. Çalışma kapsamında referans geometri olarak bir F-16 savaş uçağına ait burun radom geometrisi seçilmiştir. F-16 gerçek radom geometrisi ve optimize edilmiş geometriler SolidWorks programında modellenmiştir. ANSYS Fluent programı kullanılarak modeller üzerinde akış analizi gerçekleştirilmiştir. Optimize edilmiş tasarımın uçuş performansı üzerindeki etkileri analiz edilerek hem savunma sanayisinde hem de gelecekteki mühendislik tasarımlarında uygulanabilir bir çözüm sunulması hedeflenmektedir.

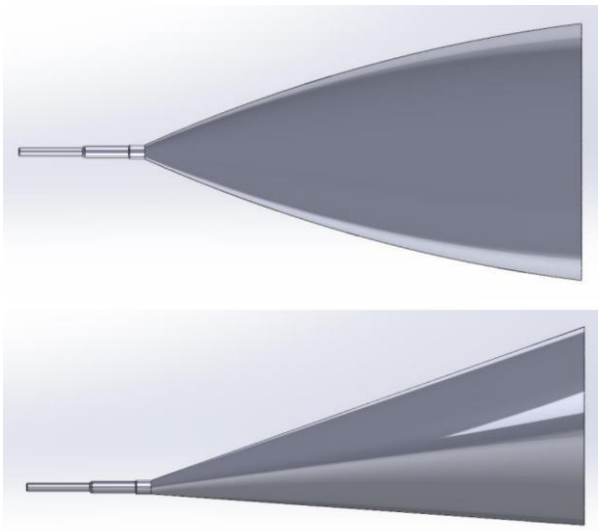
MATERYAL-METOT

Çalışmada ilk aşamada bir F-16 uçağına ait radom geometrisinin gerçek ölçekli bir modeli oluşturulmuştur. Üç boyutlu model için SolidWorks programı tercih edilmiştir. Gerçek modele uygun 3 boyutlu model görseli Şekil-1'te verilmiştir. Oluşturulan modelin ölçüleri Şekil-10 ve Şekil-11'de sırayla modelin üst ve yan boyutları olarak verilmiştir. Şekil-12'te ise modelde yer alan pitot tüpünün boyutları verilmiştir.

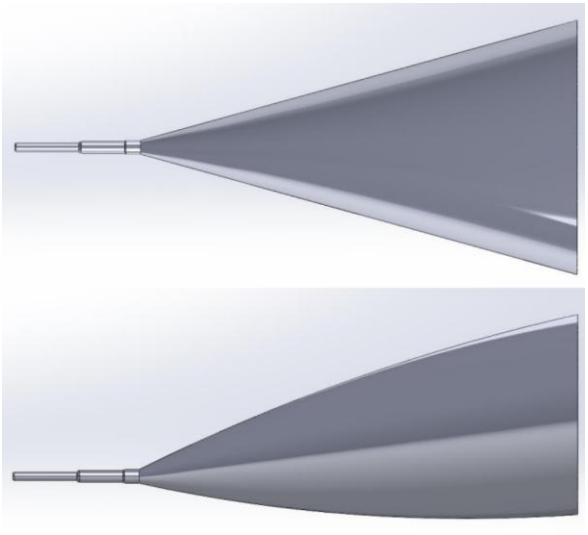


Şekil-1. F-16 Gerçek Radom Geometri Üst, Yan ve Ön Görünümü.

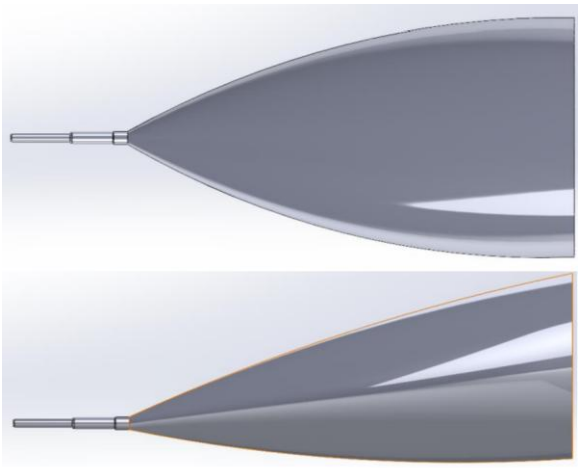
Gerçek radom geometrisi üzerinde optimizasyon çalışması yapılarak üç ayrı model oluşturulmuştur. Optimizasyon-1 çalışmasında gerçek radom geometrisinin düşey doğrultudaki parabolik yapısı doğrusallaştırılmıştır. Optimizasyon-2 çalışmasında gerçek radom geometrisinin yatay doğrultudaki parabolik yapısı doğrusallaştırılmıştır. Optimizasyon-3 çalışmasında radom üzerindeki kök ve uç merkezleri arasındaki düşey uzaklık (241 mm), pitot tüpü ölçüleri ve parabolik yapısı sabit bırakılmış sadece radom geometrisinin uzunluğu %10 arttırılarak 1710 mm'den 1881 mm'ye çıkarılmıştır. Oluşturulan optimizasyon modellerinin yan ve üst görünümleri Şekil-2, Şekil-3 ve Şekil-4'te verilmiştir.



Şekil-2. Optimizasyon-1 Modelinin Üst ve Yan Görünümü.

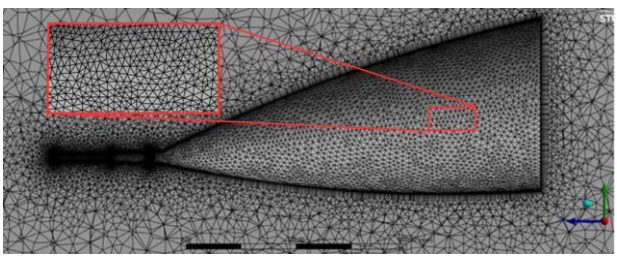


Şekil-3. Optimizasyon-2 Modelinin Üst ve Yan Görünümü.



Şekil-4. Optimizasyon-3 Modelinin Üst ve Yan Görünümü.

Bu çalışmada radom geometrisinin akıştaki hareketini incelemek amacıyla hesaplamalı akışkanlar dinamiği (HAD) yöntemi kullanılacak olup, çözücü olarak Ansys Fluent programı uygun görülmüştür. Program üzerinde bir dış akış hacmi oluşturulmuştur. Mesh yapısı oluşturulurken Skewness ve Orthogonal Quality Spektrumu (Yakut, 2021) göz önüne alınmış ve minimum mesh boyutu 0.20055 ve maksimum mesh boyutu 0.99428 olarak belirlenmiştir. Oluşturulan mesh yapısı Şekil 5'te gösterilmiştir.

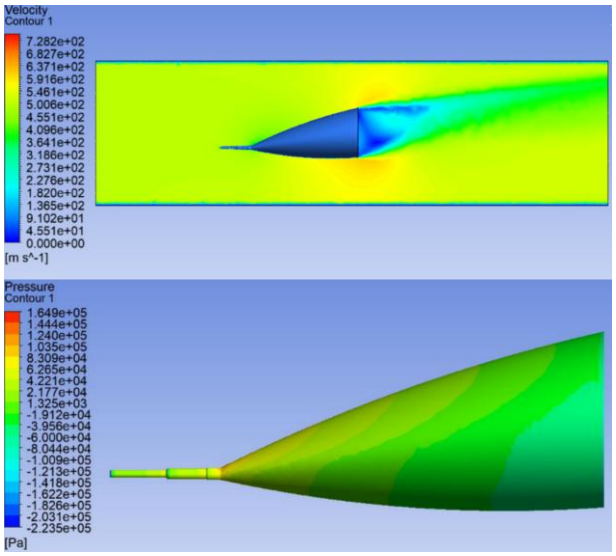


Şekil-5. Gerçek Radom Geometrisi Mesh Yapısı.

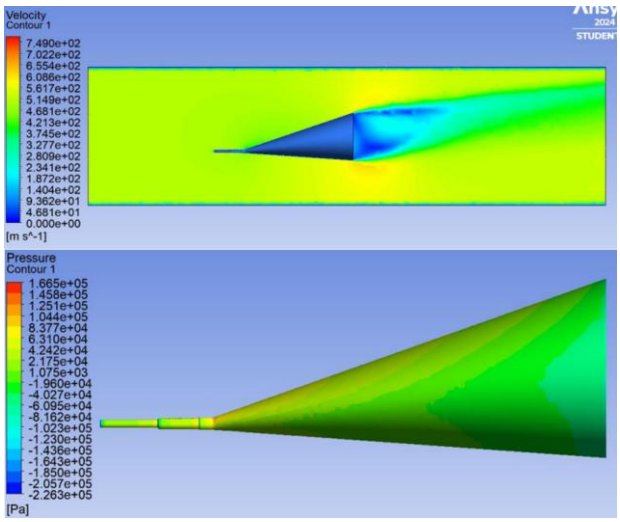
Çalışmada türbülans modeli olarak k-ω SST RANS türbülans modeli kullanılmıştır. Sınır koşulu olarak 500 m/s 'lik bir giriş hızı belirlenmiştir. Hücum açısı 0° olarak alınmış, sıcaklık ve yükseklik standart şartlarda 288,15°C ve deniz seviyesinde kabul edilmiştir. Akışkan olarak ise hava kullanılmıştır.

BULGULAR

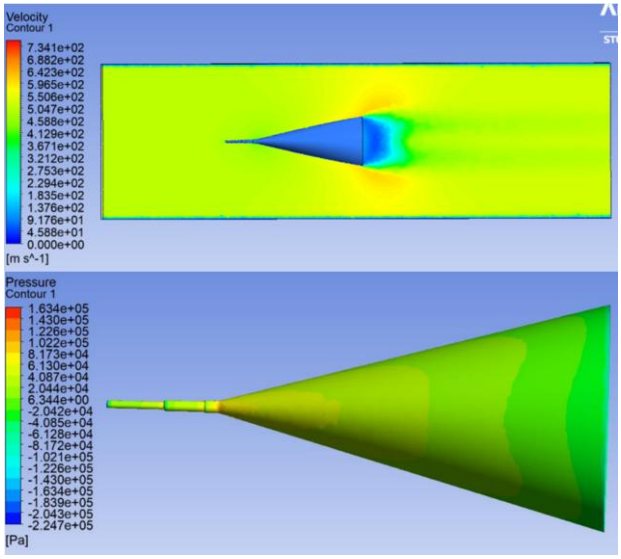
Analiz aşamasında 1000 iterasyon alınmış ve yakınsama gerçekleşerek sürükleme kuvveti değeri elde edilmiştir. Şekil-6, Şekil-7, Şekil-8 ve Şekil-9'da sırayla F-16 gerçek radom modeli ve üç farklı optimizasyon modelinin akış analiz görselleri verilmiştir.



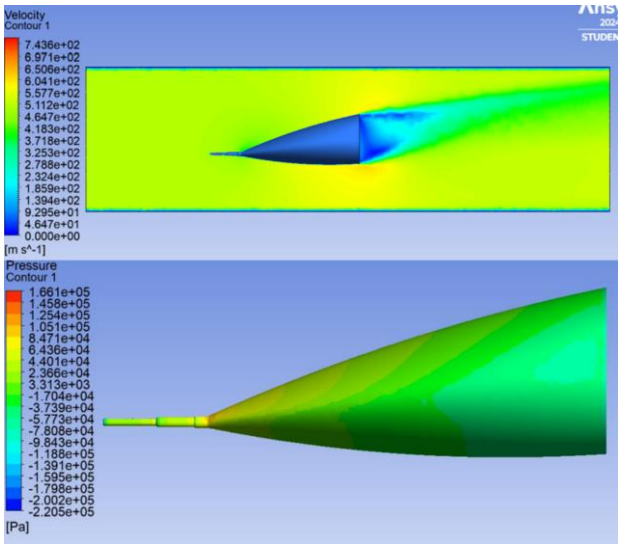
Şekil-6. Gerçek Radom Hız Kontürü ve Basınç Kontürü.



Şekil-7. Optimizasyon-1 Modelinin Hız Kontürü ve Basınç Kontürü.



Şekil-8. Optimizasyon-2 Modelinin Hız Kontürü ve Basınç Kontürü.



Şekil-9. Optimizasyon-3 Modelinin Hız Kontürü ve Basınç Kontürü.

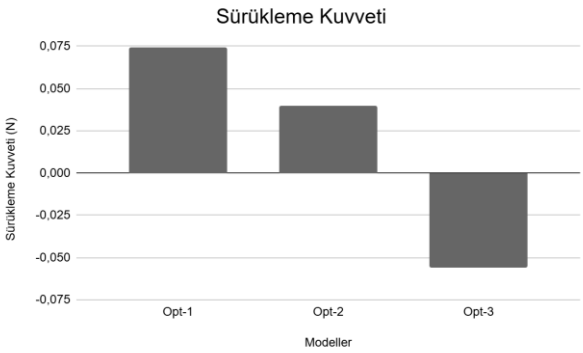
Yapılan analizler sonucunda modeller üzerinde oluşan sürükleme kuvveti elde edilmiştir. Elde edilen değerler Tablo-1'de verilmiştir.

Tablo-1. Elde Edilen Sürükleme Kuvveti Değerleri.

Gerçek Radom Modeli	46658 N
Optimize Model - 1	50115 N
Optimize Model - 2	48505 N
Optimize Model - 3	44056 N

SONUÇ

Bu çalışmada ses üstü muharip uçaklara ait bir kompozit burun radom parçası üzerinde tasarım optimizasyonu gerçekleştirilmiş, yapılan optimizasyonların aerodinamik kuvvetler üzerindeki etkisi incelenmiştir. Çalışmada, gerçek F-16 Radom ölçüleri belirlenmiş ve ölçülere uygun 3 boyutlu bir model SolidWorks programında oluşturulmuştur. Ayrıca, üç farklı optimize model oluşturulmuş ve tüm modellerin CFD analizi gerçekleştirilmiştir. Analiz sonucunda elde edilen sürüklenme kuvvetleri Tablo-1'de verilmiştir. Tablo-1 incelendiğinde, gerçek radom geometrisinin düşey doğrultusundaki parabolik yapının doğrusallaştırılması işleminin sürüklenme kuvvetini %7,4 arttırdığı görülmektedir. Ayrıca, esas geometrinin yatay doğrultusundaki parabolik yapının doğrusallaştırılması ise sürüklenme kuvvetinde %4'lük bir artışa neden olduğu görülmektedir. Optimizasyon-3'te yapılan radom geometrisinin uzunluğunda yapılan %10'luk artışın sürükleme kuvvetini %5,6 azalttığı görülmüştür. Optimizasyon modellerinin sürükleme kuvveti üzerindeki değişim miktarları Şekil-10'da verilmiştir.



Şekil-10. Sürükleme Kuvveti Değişim Oranları

Sürüklenme kuvvetinin az olmasının yakıt verimliliği ve menzil ve tırmanma performansında artış gibi faktörler üzerindeki olumlu etkisinden dolayı hava aracı tasarımında büyük önem taşımaktadır. Çalışma sonucunda Optimizasyon-3 modelinin sürükleme kuvveti düşüşü üzerindeki pozitif etkiden dolayı gerçek radom modeli için en uygun optimizasyon modeli olduğu sonucu çıkarılmıştır. İlerleyen çalışmalarda geometri uzunluğundaki değişim miktarının sürükleme kuvveti üzerindeki etkisinin incelenmesi planlanmaktadır.

KAYNAKLAR

Aamir, M. T., Nasir, M. A., Iqbal, Z., Khan, H. A. and Muneer, Z., 2023, Multi-disciplinary optimization of hybrid composite radomes for enhanced performance, *Results in Engineering*, 20, 101547.

Chandra, M. P., Ayaz, M. A., Goud, P. N.and Sateesh N., 2022, Modelling and analysis of aircraft radome using different materials, *materialstoday: PROCEEDINGS*, 62(6), 4492-4497.

Chowdhary, A. M., Yadav, R., Chaudhary, V. and Panwar, R., 2021, Broadband Electromagnetic Performance Analysis of Radome Structures Realized Using Hybrid Equilibrium Optimization Strategy, Intelligent Computing and Communication Systems, 87-95.

Daylan, İ., 2020, *Aerodynamic topology optimization of a radome using the genetic algorithm*, M.Sc. Thesis, Istanbul Technical University, Graduate School of Science, Engineering, and Technology, Istanbul, TÜRKİYE.

Erteği, G., 2022, *Kuş çarpmasına uğramış radom'ların onarıldıktan sonra çarpmaya karşı performansının incelenmesi*, Yüksek Lisans Tezi, Başkent Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Ankara, TÜRKİYE.

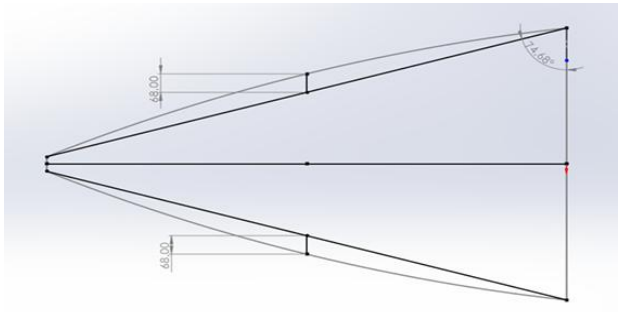
Kaya, A. İ., 2016, Kompozit Malzemeler ve Özellikleri, *Putech & Composites*, Temmuz-Ağustos-Eylül 2016, 38–45.

Topcuoğlu, C., 2018, *X bant frekans seçici yüzeyle radom tasarımı*, Yüksek Lisans Tezi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Yıldız Teknik Üniversitesi, İstanbul, TÜRKİYE.

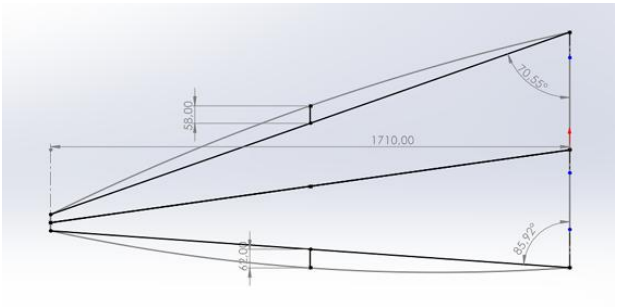
Yakut, R., 2021, A numerical study on determining the effect of original evaporator design on DX-SAHP system performance, *European Journal of Science and Technology*, 28, 1052-1055.

Yurdusever, K. M., 2017, *Quartz fiber takviyeli kompozit uçak radom malzemesinin katı partikül erozyon davranışı*, Fen Bilimleri Enstitüsü, Kocaeli Üniversitesi, Kocaeli, TÜRKİYE.

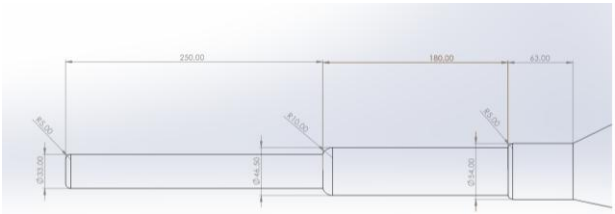
EKLER



Şekil-10. F-16 Radom Gerçek Boyutlandırma Üst Görünüm Boyutları.



Şekil-11. F-16 Radom Gerçek Boyutlandırma Yan Görünüm Boyutları.



Şekil-12. F-16 Radom Gerçek Boyutlandırma Pitot Tüpü Boyutları.

BOMBELİ BURUN YAPISINA SAHİP OTONOM SU ALTI ARACININ TÜRBÜLANS KİNETİK ENERJİ DEĞİŞİMLERİNİN DENEYSEL İNCELENMESİ

Ömer KENAN[*,a], Ertuğrul ŞEKEROĞLU[**], Bülent YANIKTEPE[**], Muammer ÖZGÖREN[***], Beşir ŞAHİN[****]

[*,a]Say Vana Otomotiv Gıda Dayanıklı Tüketim Malları Nakliyat Sanayi ve Tic. Ltd. Şti Konya, Türkiye, omerkenan80@gmail.com

[**]Osmaniye Korkut Ata Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Enerji Sistemleri Mühendisliği, Merkez, Osmaniye, Türkiye, ertugrulsekeroglu@osmaniye.edu.tr , byaniktepe@osmaniye.edu.tr

[***]Necmettin Erbakan Üniversitesi, Havacılık Uzay Bilimleri Fakültesi, Uçak Mühendisliği Bölümü, Konya, Türkiye, mozgorenneumakine@gmail.com

[****]İstanbul Aydın Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği, Küçükçekmece, İstanbul, Türkiye,

[****] Çukurova Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, Adana, besir.sahin@gmail.com

[a]Sorumlu yazar: omerkenan80@gmail.com

Özet: Tarih boyunca ülkeler varlıklarını sürdürebilmek ve yaşam şartlarını iyileştirebilmek için barışçıl savunma stratejilerini günden güne gelişen teknoloji ile geliştirmektedir. Günümüz teknolojisinde insansız (kara, deniz, hava) araçlar ön plana çıkmaktadır. En büyük özelliklerinden birisi insan hayatının riske edilmemesidir. Bu çalışmada, insansız su altı araçları sınıfına giren torpido-benzeri geometri incelenmiştir. Torpidolar saldırı gücü olarak kullanılabileceği gibi aynı zamanda savunma özelliği ile daha güvenilir ortam sunmaktadır. Savunma araçları, işlemcilerine yüklenebilen yazılım sayesinde tehdit torpidolarını algılayarak harekete geçebilir ve tehdit torpidoları önceden yok edebilmektedir. Torpidoların bu gibi özelliklerini kullanabilmeleri için geometrisinin optimize edilip doğrudan hedefe gitmesi istenmektedir. Türbülanslı akışlar girdap oluşumuna neden olmaktadır. Girdap oluşumu da fazla enerji kaybı, basınç dalgalanması ve artan basınç düşüsü anlamına gelmektedir. Bu durumda torpidoların hedeften sapmasına sebep olabilir. Araştırma sürecinde, bombeli burun yapısına sahip otonum su altı (toprido) aracının art izi ve burun kısmında oluşan Türbülans Kinetik Enerji $< T.K.E/U_\infty^2 >$ değişimleri Parçacık Görüntülemeli Hız Ölçüm (PIV) Yöntemi ile deneysel olarak belirlenmiştir. Deneyler $Re = 20000$ değeri için $\alpha = 0°$, $\alpha = 5°$ ve $\alpha = 10°$ hücum açılarında gerçekleştirilmiştir. Bulgular hem kontur olarak hem de çizgesel verilerle sunulmuştur. Yapılan deneyler sonucunda, Türbülans Kinetik Enerji $< T.K.E/U_\infty^2 >$ değişimlerinin serbest alt kayma tabakasının bombe ile gövdenin birleştiği yerde akış ayrılmasından dolayı maksimum değerlerin oluştuğu gözlemlenmiştir. Ayrıca hücum açısı artışı ile art izi bölgesinde de Türbülans Kinetik Enerji $< T.K.E/U_\infty^2 >$ değişimleri artış göstermektedir. Sunulan veriler tasarım ve sayısal çalışmaların doğrulanmasında faydalı olabilir.
Anahtar Kelimeler: PIV, Türbülanslı akış, Viskoz akış, Torpido benzeri geometri, Türbülans kinetik enerji

EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF TURBULENT KINETIC ENERGY CHANGES OF AUTONOMOUS UNDERWATER VEHICLE WITH A CAMBERED NOSE STRUCTURE

ABSTRACT: Throughout history, countries have been developing peaceful defense strategies with the ever-evolving technology in order to maintain their existence and improve their living conditions. In today's technology, unmanned (land, sea and air) vehicles come to the fore. One of its greatest features is that human life is not put at risk. In this study, the torpedo-like geometry of the unmanned underwater vehicles class was examined. Torpedoes can be used as an offensive force, but also provide a more secure environment with their defensive features. The embedded Micro-processor in the torpedo-like geometry of the unmanned underwater vehicle can detect threatening torpedoes, take action, and destroy the threatening torpedoes, proactively. In order for torpedoes to use such features, their geometry should be optimized and they should go directly to the target. Turbulent flows cause vortex formation. Vortex formation means more energy dissipation; pressure fluctuation and increased pressure drop. In this case, it may cause torpedoes to deviate from the target. During the research process, the changes in the Turbulent Kinetic Energy $< T.K.E/U_\infty^2 >$ formed in the wake region and nose section of an autonomous underwater (torpedo) vehicle with a cambered nose

structure were determined experimentally by the Particle Image Velocimetry (PIV) Method. The experiments were carried out at angles of attack $\alpha = 0°$, $\alpha = 5°$ and $\alpha = 10°$ for the value of $Re = 20000$. As a result of the experiments, it was observed that the maximum value of the Turbulent Kinetic Energy $< T.K.E/U_\infty^2 >$ changes occurred at the point where the lower shear layer encounters the cambered nose and the body due to the flow separation. In addition, with the increase in the angle of attack, the changes in Turbulent Kinetic Energy $< T.K.E/U_\infty^2 >$ in the wake region also increase. The data can be used to design new autonomous under water vehicle and validation of numerical studies.
Keywords: PIV, Turbulent flow, Viscous flow, Torpedo-like geometry, Turbulent kinetic energy

1. INTRODUCTION

Throughout history, countries have been developing peaceful defense strategies with the developing technology day by day in order to maintain their existence and improve their living conditions. In today's technology, unmanned (land, sea, air) vehicles come to the fore. In the past, studies on autonomous aircraft have been made (Bryne, 1998; Ananthakrishnan and Zhang 1998; Yanıktepe and Rockwell, 2004; Yanıktepe and Rockwell, 2005; Husaini et al. 2009; Yanıktepe, 2016). One of its most important features is that human life is not put at risk. In this study, torpedo-like geometry, which is included in the unmanned underwater vehicle class, was examined. Torpedoes can be used as an attack force and at the same time provide a more reliable environment with their defensive feature. Thanks to the software that can be loaded into their processors, they can detect and take action against threatening torpedoes and destroy threatening torpedoes in advance. In order for torpedoes to use such features, it is desired that their geometry is optimized and they go directly to the target. However, for most applications unmanned underwater vehicles, a common cylindrical body with converging sterns is shared, derived from Myring's (1976) torpedo profiles. Researchers have carried out flow analyzes of torpedo-like geometry with PIV method under uniform flow conditions (Yağmur, 2016; Akbudak et al., 2022a; Akbudak et al, 2022a; Kenan et al., 2025). They evaluated the torpedo-like geometry placed in a uniform flow medium with both PIV and Orthogonal Decomposition (POD) techniques (Kenan et al., 2023). Some of the researchers also studied the effect of the free surface on the torpedoes (Kılavuz et al., 2021; Kılavuz et al., 2022; Sarığüzel et al., 2020; Alvarez et al., 2009). In this study, the turbulent flow around a cambered nose and an elliptical tail positioned in uniform flow conditions were investigated. The experiments in a water channel were carried out at angles of attack of $\alpha = 0°$, $\alpha = 5°$ and $\alpha = 10°$ for the value of $Re = 20000$. The experiments were carried out at $u_\infty = 100\, mm/s$. The characteristic length of the geometry used in the experiments is $L/D = 5$.

2. MATERIAL AND METHOD

The geometric desing of the model was made using Myring (1976) equations. Formulas of torpedo-like geometry are calculated in equations given below.

$$y_f = \pm\frac{D_F}{2D}\sqrt{2D_x - x^2}\ 0 \le x \le L_f \quad (1)$$

$$y_c = \pm\frac{D}{2}L_f \le x \le (L - L_s) \quad (2)$$

$$y_s = \pm\left(-\frac{D}{2} + \sqrt{D^2 - \left[\frac{x-L+L_2}{2{,}35}\right]^2}\right)(L - L_s) \quad (3)$$

The length of the geometry is $L = 200$ mm and the diameter is $D = 40$ mm. Nose, mind-section and stern lengths are $L_f = 58.32$ mm, $L_c = 61.68$, $L_s = 80$ mm, respectively. Here $D_f = 45$ mm'dir. The angular parameter of the stern is $\theta \cong 30°$. Stern wing features are shown in Figure 2.1. Where $\alpha = 37°$.

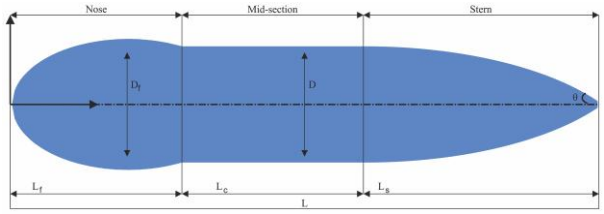


Figure 2.1. Paraments of the Myring profile showed on the used underwater vehicle geometry

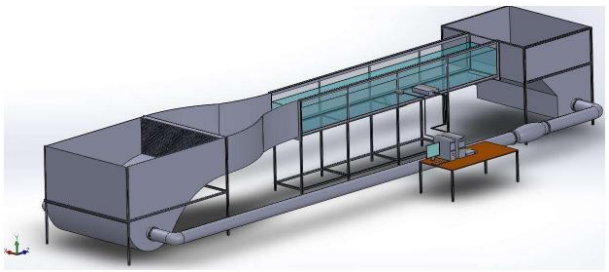


Figure 2.2. Three-dimensional visual of the water tunnel at Osmaniye Korkut Ata University

The schematic of the experimental setup and the considered field of view (FoVs) are give in Figure 2.3 and Figure 2.4.

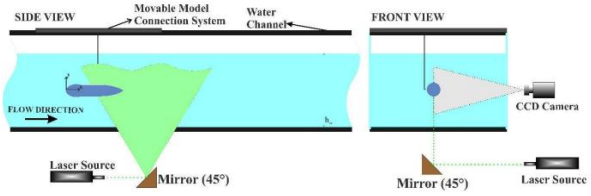


Figure 2.3. Scheme of the experimental setup

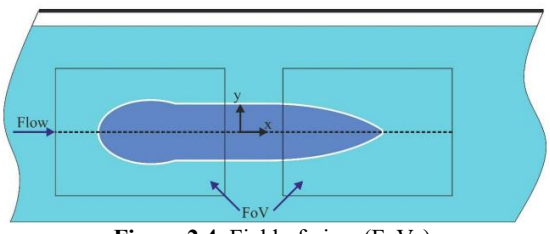


Figure 2.4. Field of view (FoVs)

3. RESULTS AND DISCUSSION

In Figure 3.1, the change in the average nondimensionalized turbulent kinetic energy $< T.K.E/U_\infty^2 >$ is presented. When the flow structure are examined around the nose section at the angle of attack $\alpha = 0°$, flow separation occurs when the flow hits the nose section. Irregular velocity profiles are formed in the flow separated into the upper shear layer of the nose and the lower shear layer. This allows the formation of vortex flow and increases the turbulence intensity. As it progresses towards the tail section, it is observed that the maximum turbulence intensity occurs in regions very close to the wall. It is observed that the maximum turbulence intensity in the wake region is between $x/D = 3.5$ and $x/D = 4.5$ and its value is found as 0.022. As it is seen for the arrangement at the angle of attack $\alpha = 5°$ and $\alpha = 10°$, it is observed that the highest turbulence intensity is in the camber structure and the turbulence intensity increases with the increase in the angle of attack. It is also determined that the increase in the angle of attack also increases the turbulence intensity in the wake region. The maximum average non-dimensionalized turbulence kinetic energy $< T.K.E/U_\infty^2 >$ values formed in the wake are found as 0.024 for $\alpha = 5°$ and 0.035 for $\alpha = 10°$.

In Figure 3.2, line graphs of the changes in the average nondimensionalized turbulent kinetic energy $< T.K.E/U_\infty^2 >$ at $x/D = 3.5$ are presented. The values are taken in the range of $y/D = -1.5$ and $y/D = 1.5$. The maximum values for the angle of attack $\alpha = 0°$, $\alpha = 5°$ and $\alpha = 10°$ are found to be 0.0218, 0.0227 and 0.0267, respectively. It is seen that the changes in the average nondimensionalized turbulent kinetic energy $< T.K.E/U_\infty^2 >$ increase with the increase in the angle of attack.

In Figure 3.3, the line graphs of the changes in the time-averaged nondimensionalized turbulent kinetic energy $< T.K.E/U_\infty^2 >$ at $y/D = 0$ are shown. The values are taken in the range of $x/D = 2.5$ and $x/D = 5.0$. The maximum values for the angle of attack $\alpha = 0°$, $\alpha = 5°$ and $\alpha = 10°$ are found to be 0.0128, 0.0169 and 0.0260, respectively. It is concluded that the changes in the time-averaged nondimensionalized turbulent kinetic energy $< T.K.E/U_\infty^2 >$ increase with the increase in the angle of attack.

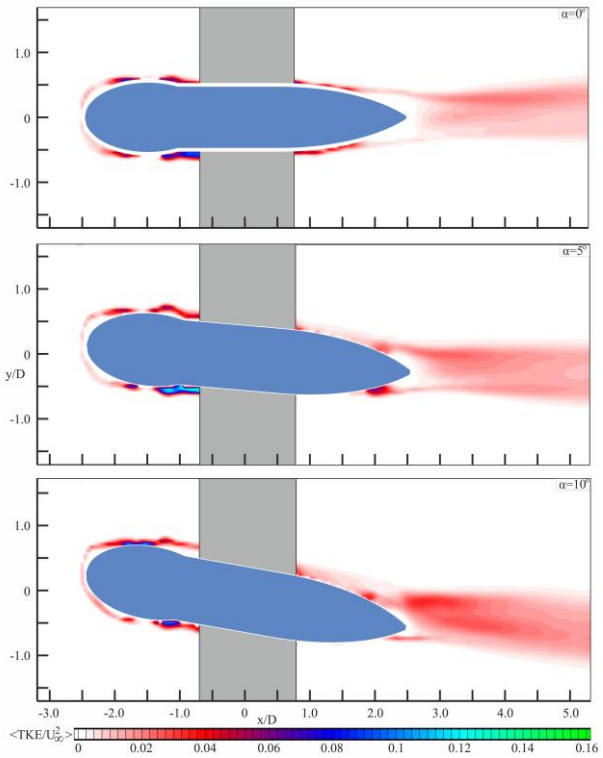


Figure 3.1. Variation of time-averaged nondimensionalized flow structure turbulent kinetic energy change $< T.K.E/U_\infty^2 >$

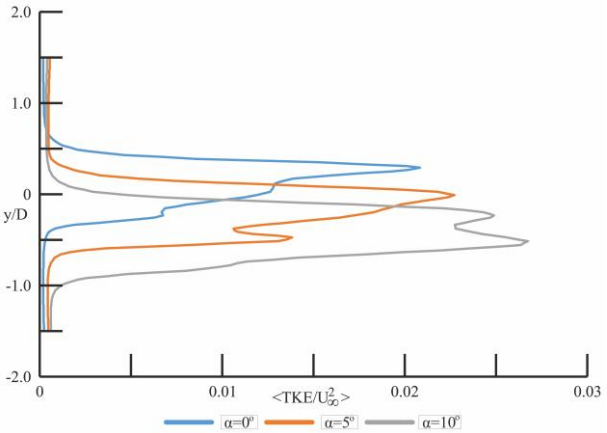


Figure 3.2. Variation of vertical line plots of the changes in the time-averaged nondimensionalized turbulent kinetic energy $< T.K.E/U_\infty^2 >$ at $x/D = 3.5$

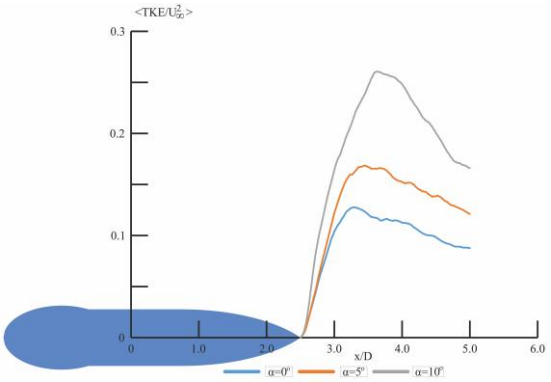


Figure 3.3. Variation of horizontal line plots of the changes in the time-averaged nondimensionalized turbulent kinetic energy $< T.K.E/U_\infty^2 >$ at $y/D = 0$

CONCLUSION

In this study, turbulence changes of a torpedo-like geometry with a cambered nose and an elliptical tail placed in uniform flow conditions were investigated using the Particle Image Velocimetry (PIV) method. Experiments were carried out for $Re = 20000$ at angles of attack of $\alpha = 0°$, $\alpha = 5°$ and $\alpha = 10°$. The findings are presented both as counters and as line graphs. The highest turbulence intensities were observed in the lower and upper shear layers of the nose section due to flow separation. The introduction of the angle of attack caused the velocity profiles to move more irregularly, which increased the turbulence intensity. The data used in this study can be used to validate CFD studies as well as designers.

ACKNOWLEDGMENTS

The authors thank the Scientific and Technological Research Council of Turkey (TUBITAK) for their support under Contract No. 214M318 and the Advanced Fluid Mechanics PIV laboratory of Osmaniye Korkut Ata University. The authors would also like to thank the OKU Scientific Research Project Unit for the support given to them through the project number OKUBAP-2022-PT2-033.

REFERENCES

[1] Akbudak, E., Yanıktepe, B., Şekeroğlu, E., Kenan, Ö., Ozgoren, M., Investigation of the Flow Structures for Two Tandem Arrangement of Torpedo-Like Geometries, Osmaniye Korkut Ata Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Dergisi, 1(5), 135-155, 2022a.

[2] Akbudak, E., Şekeroğlu, E., Yaniktepe, B., Kenan, Ö., Özgören, M. Investigation of flow characteristics around a blunt nose and conical stern geometry with single and tandem arrangements,UNEC Journal of Engineering and Applied Sciences, 2(2), 49-55, 2022b

[3] Akbudak, E., Şekeroğlu, E., Yanıktepe, B., Kenan, Ö., Özgören, M., & Sahin, B., Comparison of Flow Characteristics of Wake Regions of Single and Lined up in a Row Torpedo-Like Geometries at Uniform Flow Conditions. In International Symposium on Aviation Technology, MRO, and Operations (pp. 51 60). Cham: Springer Nature Switzerland, 2022c

[4] A. Kilavuz, M. Ozgoren, L. A. Kavurmacioglu, T. Durhasan, F. Sarigiguzel, B. Sahin, H. Akilli, E. Sekeroglu, and B. Yaniktepe, "Flow characteristics compari son of PIV and numerical prediction results for an unmanned underwater vehi cle positioned close to the free surface," Appl. Ocean Res. 129, 103399 (2022a).

[5] A. Kilavuz, T. Durhasan, M. Ozgoren, F. Sarigiguzel, B. Sahin, L. A. Kavurmacioglu, H. Akilli, E. Sekeroglu, and B. Yaniktepe, "Influence of free surface on wake flow characteristics of a torpedo like geometry," J. Mar. Sci. Technol. 27(3), 1130–1147 (2022b).

[6] A. Kilavuz, F. Sarigiguzel, M. Ozgoren, T. Durhasan, B. Sahin, L. A. Kavurmacioglu, H. Akilli, E. Sekeroglu, and B. Yaniktepe, "The impacts of the free-surface and angle of attack on the flow structures around a torpedo-like geometry," Eur. J. Mech. B 92, 226–243 (2022c).

[7] Alvarez, A., Bertram, V., Gualdesi, L., Hull hydrodynamic optimization of autonomous underwater vehicles operating at snorkeling depth, Ocean Engineering, 36(1), 105-112, 2009.

[8] Byrne, K.M. "Real-time modeling of cross-body flow for torpedo tube recovery of the phoenix autonomous underwater vehicle (auv)." Naval Postgraduate School Monterey CA 1998.

[9] F. Sarigiguzel, A. Kilavuz, M. Ozgoren, T. Durhasan, B. Sahin, L. A. Kavurmacioglu, H. Akilli, E. Sekeroglu, and B. Yaniktepe, "Experimental inves tigation of free-surface effects on flow characteristics of a torpedo-like geometry having a cambered nose," Ocean Eng. 253, 111174 (2022). 22

[10] Kenan, O., Yaniktepe, B., Ozgoren, M., Sekeroglu, E., Akbudak, E., & Sahin, B. (2025). Flow structures around different torpedo-like geometries having a hemispherical nose and fins in a uniform flow. Physics of Fluids,37(2).

[11] Myring, D.F., A Theoretical Study of Body Drag in Subcritical Axisymmetric Flow, Aeronautical quaterly, 27(3), 186-194, 1976.

[12] P. Ananthakrishnan and K. Q. Zhang, "AUV motion in a wave field," in IEEE Oceanic Engineering Society (OCEANS'98), Nice, France, 28 Sept.–1 Oct. (IEEE, 1998), pp. 1059–1063.

[13] O. Kenan, B. Yaniktepe, M. Ozgoren, E. Sekeroglu, E. Akbudak, T. Durhasan, A. Kilavuz, B. Sahin, H. Akilli, and L. A. Kavurmacioglu, "POD analysis of flow around torpedo-like geometry with a hemispherical nose," Osmaniye Korkut Ata Univ. J. Inst. Sci. Technol. 6(Special Issue), 555–566 (2023).

[14] Yağmur, S., Torpido benzeri geometri çevresindeki akış yapısının araştırılması, Selçuk

Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Yüksek Lisans Tezi, Konya, 154, 2016.

[15] Yaniktepe, B., and Rockwell. D. "Flow Structure on a Delta Wing of Low Sweep Angle." AIAA Journal, (2004): 42(3), 513-523., Doi: 10.2514/1.1207.

[16] Yaniktepe. B., and Rockwell. D. "Flow structure on diamond and lambda planforms: Trailing-edge region." AIAA journal, (2005): 43(7), 1490-1500.

[17] Yaniktepe, B. "Düşük Süpürme Açısına Sahip Delta Kanat Modeli Üzerinde Oluşan Aerodinamik Karakteristiklerin İncelenmesi." Gazi Üniversitesi Fen Bilimleri Dergisi Part: C Tasarım ve Teknoloji, (2016): 4(4), 247-258.

HAVA HIZI, SICAKLIĞI VE BAĞIL NEMİNİN YOĞUŞTURUCUNUN ANALİZ İNDEKSLERİNE ETKİSİNİN DUYARLILIK ANALİZİ İLE BELİRLENMESİ

Hayati TÖRE *Ali KILIÇARSLAN *[1] ,
*Hitit University Faculty of Engineering Department of Mechanical Engineering
19030 Çevre Yolu, Çorum, alikilicarslan@hitit.edu.tr, hayatitore@hitit.edu.tr
[1] Corresponding author

Özet: Bu çalışmada, endüstriyel tip hava soğutmalı kanatlı-borulu bir yoğuşturucunun performansını etkileyen temel parametrelerin belirlenmesi amacıyla deneysel duyarlılık analizi gerçekleştirilmiştir . Analiz kapsamında, yoğuşturucu kapasitesi, ortalama taşınım ısı transfer katsayısı, yoğuşturucu çıkışındaki kuruluk derecesi ve ikinci kanun verimi analiz indeksleri olarak seçilmiştir. Hava hızı, hava sıcaklığı ve bağıl nem değişkenlerinin bu indeksler üzerindeki etkileri duyarlılık katsayıları ile nicel olarak değerlendirilmiştir. Sonuçlar, hava hızının yoğuşturucu kapasitesi ve ısı transfer katsayısı üzerinde pozitif bir etkisi olduğunu, buna karşın hava sıcaklığı ve bağıl nemin bu indeksler üzerinde olumsuz etkiler yarattığını ortaya koymuştur. Ayrıca, kuruluk derecesi ve ikinci kanun veriminin hava hızıyla ters orantılı; hava sıcaklığı ve bağıl nemle ise doğru orantılı değişim gösterdiği belirlenmiştir. Soğutucu akışkanlara göre yapılan karşılaştırmada, R507a'nın özellikle kuruluk derecesi (0.66) ve ikinci kanun verimi (0.24) açısından hava hızına karşı en hassas davranışı sergilediği; hava sıcaklığına karşı ise tüm indekslerde en yüksek duyarlılığı gösterdiği gözlemlenmiştir. Bağıl nem etkisi bakımından, R134a ve R507a farklı indekslerde en yüksek duyarlılığı gösterirken, R32 soğutucu akışkanının tüm parametreler açısından en düşük duyarlılığı sergilediği (çevresel şartlardan en az oranda etkilendiği) tespit edilmiştir. Elde edilen bulgular, yoğuşturucu tasarımı ve çevresel koşullara bağlı optimizasyon çalışmaları için önemli girdiler sunmaktadır.
Anahtar Kelimeler: Yoğuşturucu, Duyarlılık analizi, Analiz indeksi, R507a, Yoğuşturucu kapasitesi

Abstract: In this study, experimental sensitivity analysis was carried out to determine the basic parameters affecting the performance of an industrial type air-cooled finned-tube condenser. Within the scope of the analysis, condenser capacity, average convection heat transfer coefficient, quality at the condenser outlet, and second law efficiency were selected as analysis indices. The effects of air speed, temperature, and relative humidity variables on these indices were evaluated quantitatively by sensitivity coefficients. The results revealed that air speed positively affects condenser capacity and heat transfer coefficient, while air temperature and relative humidity negatively affect these indices. In addition, it was determined that the quality and second law efficiency are inversely proportional to air speed and directly proportional to air temperature and relative humidity. In the comparison made to refrigerants, R507a exhibited the most sensitive behavior to air speed, especially in terms of quality (0.66) and second law efficiency (0.24); It was observed to have the highest sensitivity to air temperature in all indices. Regarding the relative humidity effect, R134a and R507a showed the highest sensitivity in different indices, while R32 refrigerant exhibited the lowest sensitivity in terms of all parameters (it was least affected by environmental conditions). The findings provide important inputs for condenser design and optimization studies depending on environmental conditions.
Keywords: Condenser, Sensitivity analysis, Analysis index, R507a, Condenser capacity

GİRİŞ

Enerji sistemleri, soğutma çevrimleri, ısı pompaları, Rankine çevrimleri ve ısı eşanjörleri gibi çeşitli bileşenleri içeren yapılar, enerji verimliliği, ekonomik performans ve çevresel etkiler açısından kritik öneme sahiptir. Bu sistemlerin tasarımı, modellenmesi, optimizasyonu ve arıza tespiti süreçlerinde, sistem performansını etkileyen çeşitli parametrelerin rolünü anlamak temel bir gerekliliktir. Duyarlılık analizi (sensitivity analysis), farklı giriş parametrelerindeki değişimlerin sistemin veya bileşenlerin performans çıktılarını ne ölçüde etkilediğini belirlemek için güçlü bir araç olarak öne çıkmaktadır (Singhal et al., 2020; Xi et al., 2019). Bu analiz, kritik tasarım ve işletme değişkenlerini tanımlayarak, mühendislik çabalarının en etkili alanlara yönlendirilmesine olanak tanır (Gou et al., 2023; Moradi et al., 2017; Singhal et al., 2020; Xi et al., 2019).

Literatürde, ısıl sistemlerin ve bileşenlerinin davranışlarını incelemek amacıyla duyarlılık analizinin

çeşitli yöntemlerle uygulandığı görülmektedir. Bu yöntemler arasında tek parametre değiştirme (one parameter at a time - OFAT) yaklaşımı (Nasouri & Delgarm, 2023; Uddin et al., 2022), ortogonal deney tasarımı ve menzil (range) analizi (Xi et al., 2019), istatistiksel deney tasarımları (Plackett-Burman, kesirli faktöriyel tasarımlar) (Bennett & Chen, 2019; Uddin et al., 2022), Yanıt Yüzeyi Metodolojisi (RSM), ANOVA ve Pareto grafikleri (Gönül & Ağra, 2020; Uddin et al., 2022) ile duyarlılık katsayılarının hesaplanması (Singhal et al., 2020) yer almaktadır. Bu çalışmalar, duyarlılık analizini modelleme (Shojaeefard & Zare, 2016; Uddin et al., 2022), simülasyon (Marcinichen et al., n.d.; Shojaeefard & Zare, 2016), deneysel çalışmalar (Uddin et al., 2022; Xi et al., 2019), optimizasyon (Nasouri & Delgarm, 2023; Shojaeefard & Zare, 2016; Singhal et al., 2020) ve makine öğrenmesi/yapay zeka teknikleri (Gou et al., 2023; Moradi et al., 2017) gibi farklı yaklaşımlarla entegre etmektedir.

Duyarlılık analizi, çeşitli termal sistemlerin performansını etkileyen ana faktörleri belirlemede kullanılmıştır. Örneğin, organik Rankine çevrimi (ORC) sistemlerinin termal verimlilik, net iş ve kütle debisi gibi performans metrikleri üzerindeki en baskın faktörlerin (genleşme vanası giriş sıcaklığı, kondenser çıkış sıcaklığı ve pompa piston hareketi gibi) belirlenmesinde ortogonal deney ve menzil analizi uygulanmış ve bu parametrelerin duyarlılık sıralaması elde edilmiştir (Xi et al., 2019). Entegre desikant evaporatif soğutma ve güneş destekli ısı pompası (IDX-SAHP) sistemlerinde ise ortam sıcaklığı, güneş radyasyonu, kondenser su çıkış sıcaklığı, nem oranı gibi parametrelerin COP, ekserji verimliliği ve ekserji yıkımı üzerindeki etkileri OFAT (One Factor At a Time) tekniği ile detaylı olarak incelenmiş, bazı parametreler için performans metrikleri arasında değiş-tokuşlar (trade-offs) gözlemlenmiştir (Moradi et al., 2017; Nasouri & Delgarm, 2023). Benzer şekilde, genel bir ısı pompası çalışmasında soğutucu akışkan kütle debisi, kondenser basınç düşüşü gibi dokuz farklı performans parametresi üzerindeki değişken ayarlanabilir parametrelerin (kondenser giriş suyu sıcaklığı, evaporatör giriş suyu sıcaklığı, kompresör frekansı, kızgınlık derecesi) etkileri kapsamlı bir duyarlılık analizi ile değerlendirilmiştir. Bu analizler, örneğin kondenser giriş suyu sıcaklığının en düşük mümkün değerde olmasının termodinamik ve ekonomik açıdan en iyi olduğunu göstermiştir (Moradi et al., 2017). Bileşen seviyesinde yapılan duyarlılık analizleri, tasarım optimizasyonu ve kritik parametrelerin tanımlanması için değerli bilgiler sunar. Çok geçişli panjurlu kanatlı-düz borulu kondenser modelinde optimum ısı transfer hızı (Q) ve basınç düşüşü (DPref) üzerindeki parametre duyarlılığı analiz edilmiştir (Shojaeefard & Zare, 2016). Baskılı devre ısı eşanjörlerinin (PCHE) ısıl-hidrolik performansı üzerindeki yirmi farklı geometrik ve işletme parametresinin duyarlılığı, iki seviyeli Plackett-Burman istatistiksel deney tasarımı kullanılarak geniş kapsamlı bir şekilde araştırılmıştır (Bennett & Chen, 2019). Panjurlu kanatlı kondenserlerde serbest akış hızı ve geometrik parametrelerin ısı transfer katsayıları üzerindeki etkileri, Genetik Agregasyon RSM yerel duyarlılık analizi ile belirlenmiştir (Gönül & Ağra, 2020). Döner ısı borularında, hibrit nanoakışkan konsantrasyonu, dönüş hızı, kütle ve sıcaklık farkı gibi parametrelerin ısı transferi ve sıvı film kalınlığı üzerindeki etkileri istatistiksel deney tasarımı ve OFAT ile incelenmiş, özellikle sıcaklık farkı ve GO(Graphene Oxide)nanopartikül konsantrasyonunun ısı transferi için en duyarlı parametreler olduğu bulunmuştur (Uddin et al., 2022). Uzatılmış yüzeylerin (finler) ısıl analizi bağlamında, giriş ısı akısı, termal iletkenlik, radyasyon ve konveksiyon ile ilgili kritik boyutsuz parametrelerin sıcaklık profili üzerindeki duyarlılığı belirlenmiş ve bu parametreler ters analiz (inverse analysis) yoluyla tahmin edilmek üzere seçilmiştir (Singhal et al., 2020). Seramik membran kondenserlerde baca gazı sıcaklığı, debisi, negatif basınçlı hava akışı ve membran gözenek boyutu gibi faktörlerin su geri kazanımı ve atık ısı geri kazanımı üzerindeki duyarlılık sıralaması deneysel olarak elde edilmiştir (Teng et al., 2021).

Duyarlılık analizi ayrıca, sistemlerin performansını tahmin eden veya arızaları tespit eden modellerin güvenilirliğini ve yorumlana bilirliğini artırmada rol oynar. Özellikle arıza tespiti ve teşhisi (FDD-Fault Detection and Diagnosis) için makine öğrenmesi modellerinde duyarlılık analizi, güvenilir bir model oluşturmak için temel olan özellik seçimi sürecinde kritik bir araç olarak kullanılmıştır. Sistem parametreleri ile arıza türleri ve arıza seviyeleri arasındaki kapsamlı duyarlılık analizinin, güvenilir, makul ve yorumlanabilir FDD modelleri oluşturulmasına yardımcı olduğu vurgulanmıştır. Farklı arıza koşullarında sistem parametrelerinin güçlü, orta veya duyarsız olduğu durumlar tanımlanmıştır (Gou et al., 2023).

Mevcut çalışmalar, duyarlılık analizinin ısıl sistemlerin ve bileşenlerinin analizinde ne kadar çeşitli ve etkili bir araç olduğunu göstermektedir. Farklı sistem konfigürasyonları, farklı çalışma koşulları ve farklı analiz metrikleri üzerine odaklanan bu çalışmalar, termal mühendislik alanındaki araştırmalar için sağlam bir zemin oluşturmaktadır.

Yapılan literatür araştırmasından da görüleceği üzere, endüstriyel tip hava soğutmalı kanatlı-borulu bir yoğuşturucunun kapasitesini, yoğuşturucunun taşınım ısı transfer kapasitesini, yoğuşturucunun ikinci kanun verimini ve yoğuşturucu çıkışındaki kuruluk derecesini etkileyen hava hızı, sıcaklığı ve bağıl nemi gibi temel parametrelerin deneysel duyarlılık analizi ile ilgili çalışmalar literatürde mevcut değildir. Bu çalışmanın amacı; hava hızı, sıcaklığı ve bağıl nemi gibi temel parametrelerin yoğuşturucunun performansı üzerindeki olumlu veya olumsuz etkilerini tek parametre veya birleştirilmiş parametre etkilerini, R134a, R1234yf, R507a ve, R32 soğutucu akışkanlara göre belirlemek ve optimum bir endüstriyel tip hava soğutmalı kanatlı-borulu yoğuşturucuların tasarımı için öneriler sunmak ve stratejiler gerçekleştirmektir.

MATERYAL VE YÖNTEM

Bu çalışmada, endüstriyel tip hava soğutmalı kanatlı borulu bir yoğuşturucunun ısı transferi ve termodinamik performansının anlaşılması, analiz edilmesi ve optimize edilmesi amacıyla hem deneysel hem de sayısal yaklaşımları bir araya getiren kapsamlı bir metodoloji kullanmaktadır. Çalışmanın odak noktası, enerji verimliliği, maliyet düşürme ve sistem güvenilirliğini artırmak için duyarlılık analizi ve çok amaçlı optimizasyon teknikleri ile desteklenmektedir.

Endüstriyel tip hava soğutmalı kanatlı-borulu yoğuşturucu sistemlerinde optimum performansın sağlanabilmesi amacıyla, sistem davranışı üzerinde etkili olan temel parametrelerin belirlenmesi gerekmektedir. Bu doğrultuda, yoğuşturucu kapasitesi, ortalama taşınım ısı transfer katsayısı, yoğuşturucu çıkışındaki kuruluk derecesi ve ikinci kanun verimi gibi performans göstergeleri dikkate alınarak, farklı parametrelerin sistem üzerindeki hassasiyetlerini ortaya koymak amacıyla analiz indekslerinden yararlanılmıştır. Analiz indekslerinin değişim eğilimleri, duyarlılık katsayısı (sensitivity coefficient) aracılığıyla ifade edilmekte olup, bu katsayıların büyüklüğü ilgili değişkenin sistem çıktıları üzerindeki etkisini doğrudan yansıtmaktadır.

Duyarlılık katsayısı, Denklem 1 yardımıyla hesaplanmakta ve ilgili literatürde tanımlandığı üzere (H. J. Wang vd., 2008; T. Zhang vd., 2023) sistem parametreleri üzerindeki etkilerin nicel olarak karşılaştırılmasına olanak tanımaktadır. Bu kapsamda, farklı etki faktörlerine karşılık gelen duyarlılık katsayıları hesaplanarak Şekil 1, 3 ve 3'te sunulmuştur.

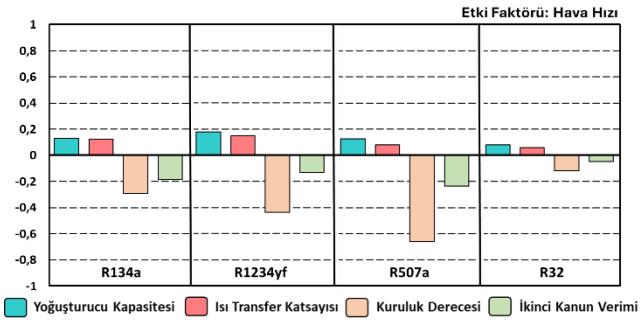
$$\varepsilon = \frac{\frac{\Delta i}{i}}{\frac{\Delta \zeta}{\zeta}} \qquad (1)$$

Burada ε duyarlılık katsayısı, ζ belirsizlik değişkeni, $\Delta\zeta$ belirsizlik değişkeninin değişen değeri; i belirsizlik değişkenine karşılık gelen indeks ve Δi belirsizlik değişkeninin değişmesiyle indeksin değişen değerini ifade etmektedir.Böylece sistem performansı üzerindeki göreli etkiler kantitatif biçimde değerlendirilmiştir.

BULGULAR VE TARTIŞMA

Veri toplama işlemleri, basınç ölçerler, ısıl çiftlerin bağlı olduğu veri kayıt cihazı, türbin tipi debimetreler ve enerji analizörü ile gerçekleştirilmiş, analizlerde EES yazılımı kullanılarak, tablo ve grafikler oluşturulmuştur. Sistemin kararlı hale gelmesi beklendikten sonra her test üç kez tekrarlanmış ve ortalama değerler alınarak değerlendirme yapılmıştır.

Sonuçlar aşağıdaki şekillerde ayrıntılı olarak tartışılmıştır.



Şekil 1. Hava hızına göre yoğuşturucu ile ilgili sistem parametrelerinin farklı soğutucu akışkanlara göre duyarlılık analizi

Şekil 1'de, hava hızının artırılması durumunda dört farklı soğutucu akışkan (R134a, R1234yf, R507a ve R32) için yoğuşturucu kapasitesi, ısı transfer katsayısı, kuruluk derecesi ve ikinci kanun verimi üzerindeki etkiler gösterilmektedir. İncelenen tüm soğutucu mıakışkanlar için hava hızındaki artışın yoğuşturucu performansı üzerinde anlamlı etkiler yarattığı görülmektedir.

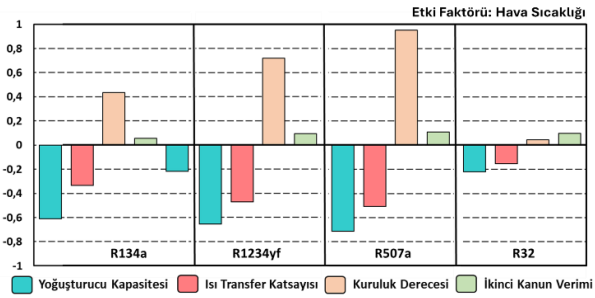
Öncelikle, yoğuşturucu kapasitesi ve ısı transfer katsayısı, hava hızındaki artışla birlikte tüm akışkanlar için pozitif yönde etkilenmiştir. Bu artış %10 ile %20 arasında değişmekte olup, özellikle ısı transfer katsayısındaki yükselme, artan hava debisinin yoğuşturucu yüzeyinden daha etkin ısı uzaklaştırılmasını sağladığını göstermektedir. Yani, hava hızındaki artış, taşınım ısı transferini iyileştirerek yoğuşturma işlemini hızlandırmakta ve sistemin toplam ısı atma kapasitesini artırmaktadır.

Buna karşın, ikinci kanun veriminde hava hızının genel olarak negatif yönde etkiler yarattığı gözlemlenmektedir. Kuruluk derecesindeki negatif yönde etki yoğuşturucunun çıkışında akışkanın daha düşük bir kuruluk derecesine sahip olduğunu, dolayısıyla sıvı fazın daha baskın hale geldiğini göstermektedir. Aslında, bu durum olumlu etki olarak değerlendirilebilir. Çünkü, yoğuşturucu çıkışında kuruluk derecesinin azalması, artan hava hızlarında faz değişimi (doymuş buhar-doymuş buhar dönüşümü) için kullanılan yoğuşturucu iç yüzey alanının arttığı anlamına gelmektedir. Özellikle R507a akışkanında hava hızının bu parametre üzerindeki etkisi oldukça güçlüdür.

İkinci kanun veriminin azalması, artan hava hızıyla birlikte sistemden atılan ısının daha fazla olmasına karşın, bu enerjinin daha düşük ekserji içeriğine sahip olduğunu ve dolayısıyla sistemin termodinamik kalitesinin düştüğünü ortaya koymaktadır. Bu durum, sistemin daha fazla ancak daha düşük kalitede iş üretmesine neden olmakta, yani ekserjetik verim açısından bir kayba yol açmaktadır.

Sonuç olarak, hava hızındaki artış yoğuşturucu kapasitesi ve ısı transfer katsayısı açısından olumlu etkiler yaratmakla birlikte, ikinci kanun verimi açısından dikkatli değerlendirilmesi gereken bir parametredir. Sistem tasarımında hava hızının yalnızca termal değil,

aynı zamanda ikinci kanun kriterlerine göre optimize edilmesi gerekmektedir. Özellikle R507a gibi düşük ikinci kanun verimi hassasiyetine sahip akışkanlar kullanıldığında, hava hızının sınırlandırılması performans dengesinin sağlanması açısından kritik öneme sahiptir.



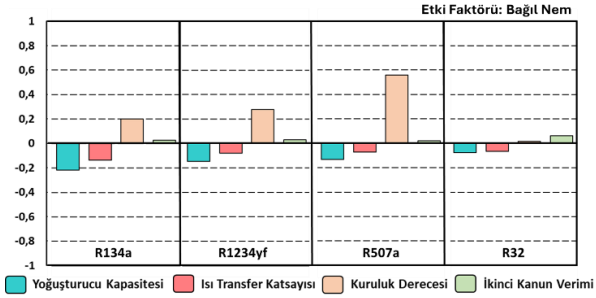
Şekil 2. Hava sıcaklığına göre yoğuşturucu ile ilgili sistem parametrelerinin farklı soğutucu akışkanlara göre duyarlılık analizi

Şekil 2'de elde edilen sonuçlar analiz edildiğinde, hava sıcaklığındaki artışın tüm akışkanlar için hem yoğuşturucu kapasitesini hem de ısı transfer katsayısını belirgin şekilde negatif yönde etkilediğini ortaya koymaktadır. Bu durum, yoğuşturucunun çalışma ortamındaki sıcaklığın artmasıyla birlikte yoğuşturucu ile ısı atılan ortam arasındaki sıcaklık farkının azalmasına ve dolayısıyla termal itici gücün zayıflamasına bağlanabilir. Bu azalan sıcaklık farkı, yoğuşturucudan havaya olan ısı transferinin verimliliğini düşürmekte ve sonuç olarak yoğuşturma kapasitesini sınırlamaktadır.

Benzer şekilde, ısı transfer katsayısında gözlenen düşüş, yüksek ortam sıcaklıklarının taşınım ısı transfer mekanizmalarını olumsuz etkilediğini ve yoğuşturucu yüzeyinden etkin ısı uzaklaştırmanın zorlaştığını göstermektedir. Bu etkiler, özellikle R507a gibi yüksek yoğunluklu ve yüksek basınçlı akışkanlar için daha belirgin olup, sistem performansında ciddi düşüşlere yol açabilmektedir.
Diğer yandan, kuruluk derecesi ve ikinci kanun verimi parametrelerinde hava sıcaklığı artışıyla birlikte genel olarak pozitif yönde bir eğilim gözlemlenmiştir. Kuruluk derecesindeki artış, yoğuşturucudan çıkan akışkanın daha fazla buhar içeriğine sahip olduğunu göstermektedir. Bu durum, soğutucu akışkanı sıvı hale getirmek için kullanılan yoğuşturucunun iç yüzey alanının azaldığı anlamına gelmektedir.

İkinci kanun verimindeki artış ise, termodinamik olarak sistemin daha kaliteli iş ürettiğini ifade etmektedir. Diğer bir ifadeyle, hava sıcaklığının artması sonucunda sistemin toplam ısı atımı azalsa da atılan ısının ekserji içeriği artmakta ve böylece çevrimin ikinci kanun verimi iyileşmektedir. Ancak bu iyileşme, toplam sistem kapasitesinde yaşanan azalma ile değerlendirilmelidir.

Sonuç olarak, hava sıcaklığının artırılması, sistemin termal kapasitesini ve ısı transfer performansını düşürürken, ikinci kanun verimini iyileştirmektedir. Bu durum, sistemin daha az miktarda fakat daha yüksek kaliteli iş üretmesine neden olmaktadır. Tasarım ve optimizasyon süreçlerinde bu iki performans eğilimi arasındaki denge dikkate alınmalı, özellikle sıcak iklim koşullarında çalışan sistemlerde termodinamik kalitenin korunması için uygun önlemler alınmalıdır.



Şekil 3. Bağıl neme göre yoğuşturucu ile ilgili sistem parametrelerinin farklı soğutucu akışkanlara göre duyarlılık analizi

Şekilde, bağıl nemin artırılması durumunda dört farklı soğutucu akışkan (R134a, R1234yf, R507a ve R32) için yoğuşturucu kapasitesi, ısı transfer katsayısı, kuruluk derecesi ve ikinci kanun verimi üzerindeki etkiler gösterilmektedir.

Yoğuşturucu kapasitesi ve ısı transfer katsayısı, tüm akışkanlar için artan bağıl nem değerlerinde yaklaşık %10–%20 civarında azalma göstermiştir. Bu düşüş, yoğuşturucu yüzeyine ulaşan havanın nem içeriğinin artmasıyla birlikte, hava tarafındaki ısı taşınım mekanizmasının zayıflamasından kaynaklanmaktadır. Yüksek bağıl nem seviyeleri, hava tarafında daha az kuruluk ve buna bağlı olarak daha düşük ısı transfer potansiyeli oluşturur. Bu durum, yoğuşma sürecinin etkinliğini düşürerek toplam ısı atma kapasitesinin azalmasına neden olur.

Kuruluk derecesi bakımından ise bağıl nemin artışı pozitif bir etki yaratmıştır. Özellikle R507a için bu artış daha belirgindir. Kuruluk derecesindeki artış, yoğuşturucudan çıkan akışkanın daha fazla buhar içeriğine sahip olduğunu göstermektedir.

İkinci kanun verimi açısından bakıldığında ise, bağıl nem artışıyla birlikte dikkate değer bir değişim gözlemlenmemiştir. Diğer performans parametrelerine kıyasla ikinci kanun verimi, bağıl nem etki faktörüne karşı en dirençli değişken olarak öne çıkmaktadır. Bu durum, ikinci kanun veriminin bağıl nem gibi dış çevre koşullarına karşı daha kararlı bir yapı sergileyebileceğini ve sistem tasarımında bağıl nem değişimlerinin özellikle termal kapasite üzerinde dikkate alınması gerektiğini göstermektedir.

Sonuç olarak, bağıl nemdeki artış sistemin ısı transfer kapasitesini düşürmesine rağmen, termodinamik kalite açısından önemli bir bozulma yaratmamaktadır. Bu nedenle, yoğuşturucu tasarımında bağıl nem etkisinin

özellikle ısı transfer katsayısı ve kapasite kayıpları üzerinden değerlendirilmesi, daha verimli sistem çözümleri için kritik öneme sahiptir.

SONUÇ

Yürütülen deneysel çalışma kapsamında, hava hızı, hava sıcaklığı ve bağıl nem olmak üzere üç farklı çevresel etki faktörünün yoğuşturucu performansı üzerindeki etkileri sistematik olarak değerlendirilmiştir. Duyarlılık analizi çalışmasından elde edilen bulgular aşağıda özetlenmiştir:

Analiz sonuçlarına göre, yoğuşturucu kapasitesi ve ısı transfer katsayısı açısından pozitif yönde katkı sağlayan tek etki faktörünün hava hızı olduğu belirlenmiştir. Hava hızındaki artış, yoğuşturucu yüzeyinde türbülansı artırmak suretiyle taşınım ısı transferini iyileştirmekte ve böylece sistemin toplam ısı atma kapasitesini artırmaktadır.

Buna karşın, yoğuşturucu kapasitesini en olumsuz etkileyen parametrenin hava sıcaklığı olduğu gözlemlenmiştir. Hava sıcaklığındaki artışla birlikte, kapasitede %20 ile %75 arasında azalma meydana gelmiş, bu da ortam sıcaklığının yoğuşma süreci üzerindeki belirleyici rolünü ortaya koymuştur. Artan ortam sıcaklığı, yoğuşturucu ile çevre arasındaki sıcaklık farkını azaltarak ısı transferi potansiyelini zayıflatmakta ve bu da yoğuşmanın etkinliğini düşürmektedir.

Termodinamik açıdan değerlendirildiğinde, yoğuşturucu çıkışında elde edilen akışkanın kuruluk derecesinin mümkün olduğunca sıfıra yakın olması beklenir; zira bu durum, akışkanın tamamen yoğuştuğunu ve sistemin ikinci kanun bakımından daha verimli çalıştığını göstermektedir. Ancak elde edilen sonuçlara göre, kuruluk derecesi tüm çevresel faktörlerde %43 ile %96 arasında artış göstermiştir. Bu bağlamda, kuruluk derecesine en zarar verici etki faktörünün de hava sıcaklığı olduğu belirlenmiştir. Bu sonuç, hava sıcaklığının yalnızca kapasite açısından değil, aynı zamanda yoğuşma kalitesi açısından da sistem verimliliğini düşürdüğünü ortaya koymaktadır.

Soğutucu akışkanlar bazında yapılan kıyaslamada ise, R32 akışkanının tüm çevresel etki faktörleri altında en stabil ve dirençli performansı gösterdiği tespit edilmiştir. Özellikle ikinci kanun verimi, yoğuşturucu kapasitesi ve kuruluk derecesi bakımından R32'nin gösterdiği düşük değişkenlik, bu akışkanın değişken çevresel koşullarda çalışacak sistemler için uygun bir tercih olabileceğini göstermektedir. Öte yandan, R507a akışkanının özellikle yoğuşturucu kapasitesi ve kuruluk derecesi açısından çevresel etki faktörlerine karşı yüksek duyarlılık gösterdiği, dolayısıyla buharlaşma/yoğuşma sınırlarının daha dar olduğu anlaşılmaktadır.

Mühendislik Tasarımı Açısından Stratejik Öneriler:

- Yüksek sıcaklık koşullarında çalışan sistemler için: R32 soğutucu akışkanı, çevresel değişkenliğe karşı gösterdiği direnç nedeniyle tercih edilmelidir. R507a ise, özellikle yüksek ortam sıcaklıklarında sistem performansını belirgin şekilde düşürdüğü için önerilmemektedir.
- İkinci kanun verimine odaklı sistemlerde: Bağıl nem değişkenliğinin düşük etkisi göz önünde bulundurularak, bu parametre sistem tasarımında öncelikli bir sınırlayıcı olarak değerlendirilmemelidir. Bu durum, enerji verimliliği öncelikli uygulamalarda bağıl nemin sistem kararlılığını olumsuz yönde etkilemeyeceğini göstermektedir.
- Soğutma kapasitesi odaklı uygulamalarda: Sistem tasarımı, yoğuşturucu kapasitesini maksimize edecek şekilde yapılmalı; özellikle düşük hava sıcaklığı koşulları sağlanarak yoğuşturucu performansı artırılmalıdır.
- Enerji tasarrufu odaklı uygulamalarda: İkinci kanun verimi öncelikli parametre olarak dikkate alınmalı; bu bağlamda, ekserji temelli sistem analizleriyle, ikinci kanun verimine yönelik kayıplar minimize edilmelidir.

TEŞEKKÜR

MUH19001.21.007 numaralı projeyi destekleyen Hitit Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri Birimi 'ne teşekkür ederiz.

KAYNAKLAR

Bennett, K., & Chen, Y. tung. (2019). A two-level Plackett-Burman non-geometric experimental design for main and two factor interaction sensitivity analysis of zigzag-channel PCHEs. *Thermal Science and Engineering Progress*, *11*(March), 167–194. https://doi.org/10.1016/j.tsep.2019.03.020

Gönül, A., & Ağra, Ö. (2020). Investigation of heat transfer in tandem and staggered arrangement of wires on single layer wire-on-tube condensers in cross-flow. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *158*. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2020.119923

Gou, W., Ren, Z., Chen, H., Xing, L., Zhou, Z., Xia, X., & Shi, J. (2023). Experimental research on the performance and parameters sensitivity analysis of variable refrigerant flow system with common faults imposed in heating mode. *Energy and Buildings*, *278*, 112624. https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2022.112624

Marcinichen, J. B., Amalfi, R. L., Lamaison, N., Salamon, T., Thome, J. R., Avenue, M., & Hill, M. (n.d.). *0Rgholqj Dqg 6Lpxodwlrqv*.

Moradi, M. H., Sohani, A., Zabihigivi, M., & Wirbser, H. (2017). A comprehensive approach to find the performance map of a heat pump using experiment and soft computing methods. *Energy Conversion and Management*, *153*(October), 224–242.

https://doi.org/10.1016/j.enconman.2017.09.070

Nasouri, M., & Delgarm, N. (2023). Numerical Modeming, Energy–Exergy Analyses, and Multi-objective Programming of the Solar-assisted Heat Pump System Using Genetic Algorithm Coupled with the Multi-criteria Decision Analysis. *Arabian Journal for Science and Engineering*, *48*(3), 3537–3557. https://doi.org/10.1007/s13369-022-07151-3

Shojaeefard, M. H., & Zare, J. (2016). Modeling and combined application of the modified NSGA-II and TOPSIS to optimize a refrigerant-to-air multi-pass louvered fin-and-flat tube condenser. *Applied Thermal Engineering*, *103*, 212–225. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2016.04.093

Singhal, M., Singla, R. K., & Goyal, K. (2020). A novel comparative approach on inverse heat transfer analysis of an experimental setup of an extended surface. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, *118*(September), 104822. https://doi.org/10.1016/j.icheatmasstransfer.2020.104822

Teng, D., An, L., Shen, G., Zhang, S., & Zhang, H. (2021). Experimental study on a ceramic membrane condenser with air medium for water and waste heat recovery from flue gas. *Membranes*, *11*(9). https://doi.org/10.3390/membranes11090701

Uddin, Z., Hassan, H., Harmand, S., & Ibrahim, W. (2022). Soft computing and statistical approach for sensitivity analysis of heat transfer through the hybrid nanoliquid film in rotating heat pipe. *Scientific Reports*, *12*(1), 1–23. https://doi.org/10.1038/s41598-022-18736-1

Xi, H., Zhang, H., He, Y. L., & Huang, Z. (2019). Sensitivity analysis of operation parameters on the system performance of organic rankine cycle system using orthogonal experiment. *Energy*, *172*, 435–442. https://doi.org/10.1016/j.energy.2019.01.072

M PAKETİ TERMOFİZİKSEL ÖZELİK FONKSİYONLARININ SHY SİMÜLASYONUNA ENTEGRESİYLE DONMA PROSESİNİN İNCELENMESİ

Rüştü ÖZCAN*, Utku ŞENTÜRK*, Ali GÜNGÖR*
*Ege Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 35100, Bornova, İZMİR,
rustu1907@gmail.com, utku.senturk@ege.edu.tr, ali.gungor@ege.edu.tr

Özet: Gıdaların korunmasında en yaygın kullanılan metot donma yöntemidir. Dondurarak muhafaza etmenin gıda üzerinde avantajları olduğu gibi olumsuz etkileri de bulunmaktadır. Bu etkilere sebebiyet veren en önemli husus ise gıdanınn donma hızıdır. Dolayısıyla, gıdaların efektif donma süresinin bilinmesi, gıdanın durumu hakkında bilgi vermektedir. Bireysel ve endüstriyel olarak donma süreleri tahmini için birçok yöntem bulunmaktadır. Bu yöntemler çoğunlukla deneysel verilerden çıkarımlar yapılarak geliştirilmektedir. Deneysel testlerde çoğunlukla gerçek gıda yerine, gıdayı termal olarak simüle eden malzemeler ile üretilen M paketleri kullanılmaktadır.
Bu çalışmada, incelenecek olan gıda ürünü için az yağlı sığır nuvar eti seçilmiştir. Bu gıda ürünü için, gıdayı termal olarak taklit ettiği literatürde yapılan birçok çalışma ile ispatlanmış, 'tylose' adı verilen jel malzeme içeren M paketi kullanılmıştır. Bu malzemeye Karlsruhe test paketi adı da verilmektedir. Bu araştırmada, M paketinin donma prosesi, sonlu hacimler yöntemi temelli zamana bağlı bir nümerik hesaplama ile ele alınmaktadır. M paketi için literatürde yer alan termofiziksel özelikler, sıcaklığın fonksiyonu olarak tanımlanmıştır. Bulgular, M paketi ile gerçekleştirilen deneysel test verileri ile kıyaslanmaktadır. Nümerik sonuçların deneyler ile uyumu, seçilen gıda ürünü için farklı donma proseslerinde bu yöntemin kullanılabilir olduğunu göstermiştir.

Anahtar Kelimeler: Sonlu hacimler yöntemi, Zamana bağlı ısı transferi, Gıdaların dondurulması, M paketi ve Termofiziksel özelikler.

INVESTIGATION OF FREEZING PROCESS BY INTEGRATING M PACKAGE THERMOPHYSICAL PROPERTY FUNCTIONS INTO FVM SIMULATION

Abstract: Freezing is the most widely used method of food preservation. Freezing has both advantages and negative effects on food. The most important issue that causes these effects is the freezing rate of the food. Therefore, knowing the effective freezing time of foods gives information about the condition of the food. There are many methods for estimating freezing times, both individually and industrially. These methods are mostly developed by inference from experimental data. In experimental tests, M packages produced with materials that thermally simulate food are often used instead of real food.
In this study, round lean beef was chosen as the food product to be investigated. For this food product, an M package containing a gel material called 'tylose', which has been proven by many studies in the literature to thermally simulate food, was used. This material is also called Karlsruhe test pack. In this research, the freezing process of the M package is investigated by a time-dependent numerical calculation based on the finite volume method. Thermophysical properties available in the literature for M package are defined as a function of temperature. The findings are compared with experimental test data performed with the M package. The agreement of the numerical results with the experiments shows that this method can be used in different freezing processes for the selected food product.

Keywords: Finite volume method, Transient heat transfer, Food freezing, M package and Thermophysical properties.

GİRİŞ

Günümüzde en önemli konulardan bir tanesi de gıdaya ulaşma durumudur. Gün geçtikçe gıdaya ulaşmada zorluklar artmaktadır. Ayrıca, nüfus artışı ile gıdaya olan ihtiyaç da aynı oranda yükselmektedir. Bu yüzden, üretimi zorlukla gerçekleştirilen gıdaların muhafazası çok önem kazanmaktadır.

Gıdaların raf ömrünü uzatmak ve mikrobiyolojik bozulmaları engellemek için farklı yöntemler bulunmaktadır. Son zamanlarda bu yöntemlerden en sık kullanılanı dondurarak muhafaza etmektir. Ancak, gıda ürününü dondurarak saklamanın uygulama esnasındaki parametrelere göre kalitesinde değişiklik göstermektedir (Huan vd., 2003, Deep vd., 2021).

Bu çalışmada, gıda ürünü olarak yağsız sığır eti değerlendirilmektedir. Sığır etinin tazeliğinin korunması oldukça zordur ancak belirli donma işlemleri ile ilk günkü tazeliğine yakın ürün elde edilebilir. Donma uygulamalarında belirli parametreler ile gıda üzerinde olumlu veya olumsuz etkiler meydana gelmektedir. Sığır eti içerdiği yüksek su oranı ile düşük hızlı dondurma işleminin ardından hücrelerindeki tekstür bozulmaktadır, bu da etin çözündürüldüğünde su salmasına ve lezzetinin azalmasına sebebiyet vermektedir. Bu yüzden, gıdaların muhafazasında doğru uygulanan donma işlemi etkili olmaktadır (Delgado ve Sun, 2001).

Yağsız sığır eti üzerinde yapılan deneysel çalışmalarda gıda ürününün kullanılması ekonomik değildir. Canlı hayvanın farklı yerleri kullanıldığında farklı özelikler görülür. Bunu önlemek için literatürde, yağsız sığır etinin termofiziksel özeliklerini simüle eden 'tylose' adı verilen jel malzemeden üretilen test paketleri sıkça kullanılmaktadır. Bu paketler Karlsruhe test paketi olarak da anılır (Riedel, 1960).

Bu çalışmada, dana nuar etini temsil eden bir M paketinin, zamana bağlı soğuma prosesi, sonlu hacimler yöntemi temelli bir nümerik simülasyon ile incelenmektedir. Bu simülasyonda, donma prosesinin fiziğini doğru modellemek adına, özgül ısı ve ısı iletim katsayısı, sıcaklığın parçalı fonksiyonları olarak simülasyona dahil edilmektedir. Problemin tanımı ve sonuçlar ilerleyen bölümlerde verilmektedir.

MATERYAL VE METOD

Bu çalışmada, M paketini temsil eden prizmatik problem bölgesi üzerindeki zamana bağlı ısı transferi, sonlu hacimler tekniği ile çözülmektedir. Sonlu hacimler çözücüsü olarak ANSYS Fluent 2021R2 versiyonu kullanılmıştır. Herhangi bir akışkan hareketi ele alınmamakta, katı cisim içindeki ısı difüzyonu modellenmektedir. Çalışmada incelenmesi yapılan 3 adet dikdörtgenler prizması şeklindeki test paketleriyle (%77 su ve %23 metilhidroksietil selüloz oranına sahip tuz içermeyen tylose jel malzeme) yapılan deneysel test, Cleland tarafından 1977 yılındaki doktora tez çalışmasından alınmaktadır. Yapılan testlerin parametreleri ve paket ölçüleri verilmektedir. Bu değerler ile gerçekleştirilen analizler ile uyumu değerlendirilmektedir.

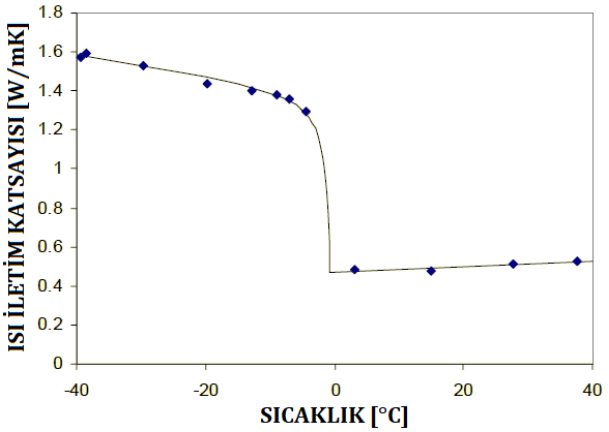
Sonlu hacimler simülasyonlarında sıcaklığa bağlı termofiziksel özelikler tanımlanmış, çıktı olarak paket merkezindeki sıcaklığın zamansal değişimi incelenmiştir.

Karlsruhe Test Paketinin Termofiziksel Özeliklerin Belirlenmesi

Cleland (1977) çalışmasında ve literatürde sıklıkla kullanılan M paket adı verilen test materyallerinin termofiziksel özeliklerinin belirlenmesi için pek çok çalışma yapılmaktadır. Bunlar arasında Pham (1990) tarafından yapılan çalışmada, ısı iletim katsayısı ile entalpi değerleri, eğri uydurma tekniği ile hesaplanmaktadır. Bu çalışmada, ısı iletim katsayısı ve özgül ısı değerleri incelenmektedir. Bir diğer termofiziksel özelik olan yoğunluk ise bu araştırma için sabit bir ortalama değer (975 kg/m^3) alınmıştır (Succar ve Hayakawa, 1983).

İlk olarak, ısı iletim katsayısının sıcaklıkla değişimi incelenmiştir. Pham çalışmasında, sıcak plaka ile tuz içermeyen Karlsruhe test paketinin ısı iletim katsayısı için sıcaklık ile değişimini vermektedir.

Test paketi ile yapılan çalışmalardan Şekil 1'de nokta ile gösterilen değerler elde edilmektedir Bu değerlere en yakın sonuçlar veren eğri şekilde görülmektedir.



Şekil 1. %77 su oranına sahip tuzsuz paketin ısı iletim katsayısı değişimi (Pham, 1990).

Elde edilen eğrinin formülasyonu Pham (1990) tarafından Denklem (1) ile verilmektedir. Dikkat edilecek olursa korelasyon bir polinom olarak ifade edilememektedir. T birimi "°C" olarak alınmaktadır.

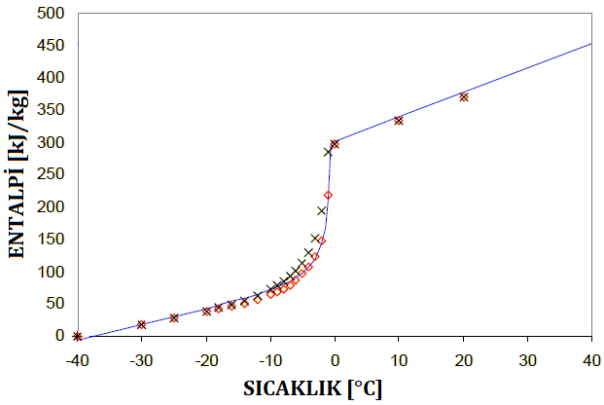
$$\begin{aligned} k &= 0{,}467 + 0{,}00154 \cdot (T - T_f), \qquad T > T_f \\ k &= 0{,}467 - 0{,}00489 \cdot (T - T_f) + 0{,}640 \\ &\quad \cdot (1/T - 1/T_f), \qquad T < T_f \\ T_f &= -0{,}68\ °C \end{aligned} \tag{1}$$

Fluent yazılımına polinom formunda parçalı fonksiyonlar tanımlanmaktadır. Bu sebeple, Denklem (1) ile verilen ısı iletim katsayısı değişimi yerine, bu çalışmada yeni bir parçalı eğri uydurma uygulanmıştır. Bunun sonucunda Denklem (2)'deki lineer polinomlara ulaşılmıştır. T birimi "K" olarak alınmaktadır.

$$\begin{aligned} k &= 3 - 0{,}0061 \cdot T, \\ &\quad 270{,}28 > T \geq 233{,}15 \\ k &= 110 - 0{,}402 \cdot T, \\ &\quad 272{,}47 > T \geq 270{,}28 \\ k &= 0{,}0474 + 0{,}00154 \cdot T, \\ &\quad 313{,}15 \geq T \geq 272{,}47 \end{aligned} \tag{2}$$

Literatürde, özgül ısının sıcaklıkla değişimini veren bir fonksiyona ulaşılamamıştır. Özgül ısı değerlerinin hesaplanmasında entalpinin sıcaklıkla değişiminden yararlanılır. Entalpi değerleri hesaplanarak $c_p = \Delta h/\Delta T$ eşitliği yardımı ile özgül ısı değerleri bulunmaktadır.

Pham (1990) çalışmasında Şekil 2'de nokta ile gösterilen Riedel (1960) tarafından bulunan 2 adet veri testi kullanarak entalpi değerlerinin sıcaklıkla değişiminin parçalı polinomlarını çıkarmaktadır. Bu çalışmadaki başlangıç hal değişimi sıcaklığı -0,6 °C'dir.



Şekil 2. %77 su oranına sahip tuzsuz paketin entalpi değişimi (Pham,1990)

Pham (1987) çalışmasında entalpi için yaklaşım denkleminin katsayı değerlerini listelemektedir. Bu çalışmaya uygun olan -0,68 °C başlangıç hal değişimi sıcaklığındaki parametreler Denklem (3) ile verilmektedir.

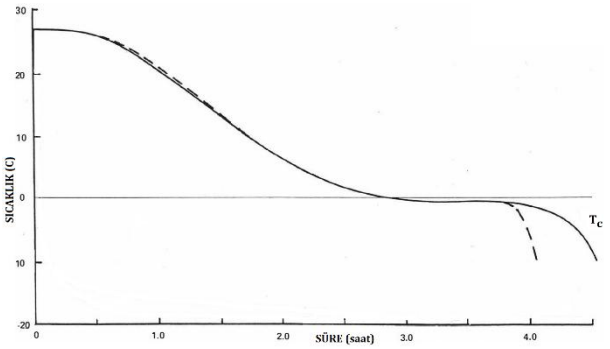
$$
\begin{aligned}
h &= H_0 + c_u \cdot T, \qquad T \geq T_f \\
h &= A + c_f \cdot T + B/T, \qquad T < T_f \\
H_0 &= 297{,}4678\ kJ/kg \\
c_u &= 3{,}688\ kJ/kgK \\
A &= 71{,}9\ kJ/kg \\
c_f &= 1{,}988\ kJ/kgK \\
B &= -152{,}6\ kJK/kg \\
T_f &= -0{,}68\ °C
\end{aligned} \tag{3}
$$

Bu eğri denklemleri kullanılarak, 0,02 °C eşit aralıklarda entalpi değerleri yeniden hesaplanmış, böylece daha sık aralıklı entalpi verilerine ulaşılmıştır. Son olarak entalpinin tanımından yararlanarak, yerel eğim değerleri saptanmış ve $c_p = \Delta h/\Delta T$ yardımı ile özgül ısının sıcaklıkla değişim trendi bulunmuştur.

Bu hesaplama ile özgül ısının -40 °C ile +40 °C arasındaki değişiminin nasıl olduğu anlaşılmaktadır. Cleland (1977) çalışmasındaki ürün ilk sıcaklık değeri ile merkez son sıcaklık değeri arasındaki entalpi farkının korunması ile kontrol edilerek özgül ısının sıcaklıkla değişimini veren denklemler ve katsayıları belirlenmektedir. Özgül ısının sıcaklıkla değişimini veren parçalı polinomlar Denklem (4) ile verilmektedir.

$$
\begin{aligned}
h &= -1700 + 15 \cdot T, \\
&\qquad 255{,}15 > T \geq 233{,}15 \\
h &= -43799 + 180 \cdot T, \\
&\qquad 266{,}15 > T \geq 255{,}15 \\
h &= -900000 + 3397 \cdot T, \\
&\qquad 270{,}65 > T \geq 266{,}15 \\
h &= -21091302 + 78000 \cdot T, \\
&\qquad 272{,}47 > T \geq 270{,}65 \\
h &= 3688\,, \qquad 313{,}15 \geq T \geq 272{,}47
\end{aligned} \tag{4}
$$

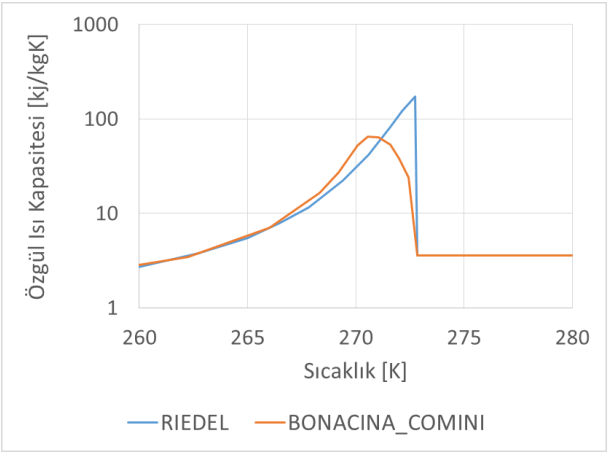
Cleland (1977) çalışmasında 3 adet tuğla şeklinde paket ile yaptığı deneysel testin merkez noktalarındaki sıcaklık değişimini grafik olarak vermektedir. Bu grafiklerden B43 kodlu testin grafiği Şekil 3 ile gösterilmektedir. Kesikli çizgi ile sonlu farklar yöntemi, düz çizgi ile de deneysel testlerden elde edilen veriler gösterilmektedir.



Şekil 3. B43 kodlu deneysel testin ve sonlu farklar ile elde edilen merkez sıcaklığın zamanla değişimi (Cleland, 1977)

BULGULAR VE TARTIŞMALAR

Öncelikle, %77 su oranına sahip tuz içermeyen Karlsruhe test paketinin termofiziksel özelikleri belirlenmektedir. Bu çalışmada, Riedel (1960) tarafından bulunan veri seti yardımıyla özgül ısı değerleri çıkartılmaktadır. Ancak, Cleland (1977) çalışmasında Bonacina ve Comini (1971) araştırmasındaki veri setlerini kullanmaktadır. Bu veri setinin kullanılması nedeni için, başlangıç hal değişimi sıcaklığındaki sıçramanın sonlu farklar yöntemi ile hesaplamada zorluklar meydana getirmesi olarak açıklamaktadır. Şekil 4 ile gösterilen eğrilere bakılacak olursa aralarında fark gözlemlenmektedir.



Şekil 4. Özgül ısının logaritmik grafikleri (Cleland, 1977)

Cleland (1977) çalışmasında verilen deney ve sonlu farklar yöntemiyle elde edilen eğriler, bilgisayar programı ile koordinatları çıkartılarak grafiklere eklenmektedir. Her bir test için verilen parametreler ile ANSYS Fluent programı yardımıyla sonlu hacim yöntemi ile nümerik simülasyonu yapılmaktadır.

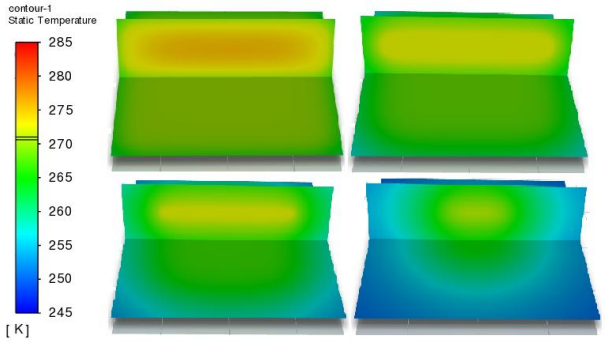
Deneysel testler için öncelikle geometri oluşturulmaktadır. Teste kullanılan paketin x, y ve z koordinatlarındaki boyutları verilerek 3 boyutlu geometrisi oluşturulmaktadır. Ardından, tuğla şeklindeki paket için en uygun mesh yapısı seçilir. Mesh yapısı olarak her üç adet test için kübik mesh yapısı seçilmektedir. Her bir test için kullanılmak üzere aynı mesh boyutu seçilerek 1 mm boyutlarındaki kübik mesh atılmaktadır.

Test koşulları olarak verilen soğuk hava sıcaklığı ve ısı taşınım katsayısı değerleri her bir yüzey için tanımlanmaktadır. Veri alınması istenen yüzey ve nokta belirlenmesinin ardından analiz 1 dk zaman adımı ile başlatılır. Her bir zaman adımı için de 10 iterasyon yapılması istenmektedir. Enerji denkleminin yakınsama değeri de 10^{-6} değeri alınmaktadır. Oluşturulan nokta ile paket merkezindeki zamanla sıcaklık değişiminin verisi çekilmektedir.

Analizle elde edilen sonuçlar sırasıyla gösterilmektedir. İlk olarak B72 testinin incelenmesiyle başlanmaktadır. B72 testinde Cleland (1977) çalışmasındaki değerler ile nümerik analiz değerleri kıyaslanmaktadır.

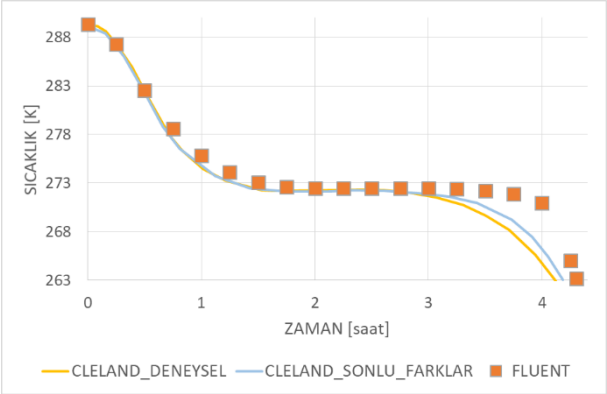
Bu testte paket merkezinin -10 °C sıcaklığa gelme süresi yaklaşık 4 saattir. Şekil 5 ile gösterilen grafiklerde analiz süresince paketin alt kısmı ile ön ve arkayı tam ikiye bölecek şekilde oluşturulan yüzeydeki sıcaklık konturları izlenebilir. Bu deney için 1., 2., 3. ve 4. saat anında oluşan sıcaklık konturları verilmektedir.

Sıcaklık konturunda ise aynı sıcaklık renk konturu alınarak analizde elde edilen değerlerin daha kolay anlaşılması sağlanmaktadır.



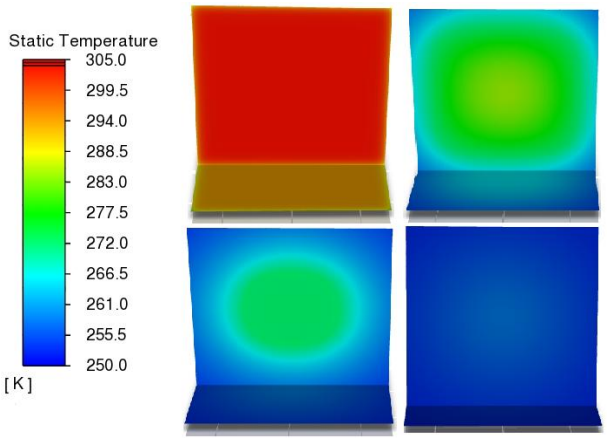
Şekil 5. B72 kodlu deneysel testin analizinden belirli sürelerde elde edilen sıcaklık konturları [sol üst: 1.saat; sağ üst: 2.saat; sol alt: 3.saat; sağ alt: 4.saat anındaki sıcaklık konturları]

B55 kodlu deneysel testten ve sonlu farklar yöntemiyle elde edilen veriler ile yapılan sonlu hacimler yöntemiyle elde edilen sonuçlar Şekil 6 ile gösterilmektedir.



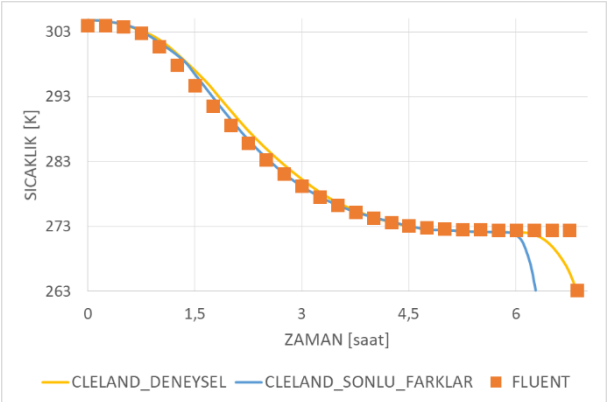
Şekil 6. B72 kodlu test için paket merkezinin zamanla sıcaklık değişiminin grafikleri

Bir diğer deney olan B55 kodlu test ise yaklaşık 7,5 saat sürmektedir. O yüzden, analiz süresince paket üzerinden alınan sıcaklık konturları başlangıç; 2,5. saat; 5. saat ve 7,5. saat anındaki durumu verecek şekilde alınarak Şekil 7 ile gösterilmektedir.



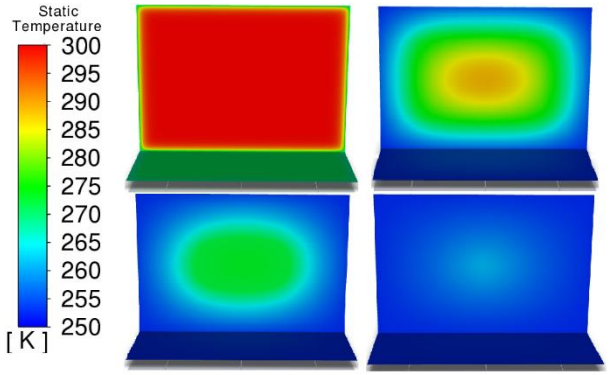
Şekil 7. B55 kodlu deneysel testin analizinden belirli sürelerde elde edilen sıcaklık konturları [sol üst: başlangıç; sağ üst: 2,5.saat; sol alt: 5.saat; sağ alt: 7,5.saat anındaki sıcaklık konturları]

B55 kodlu deneysel testten ve sonlu farklar yöntemiyle elde edilen veriler ile yapılan sonlu hacimler yöntemi simülasyonundan elde edilen sonuçlar Şekil 8 ile gösterilmektedir.



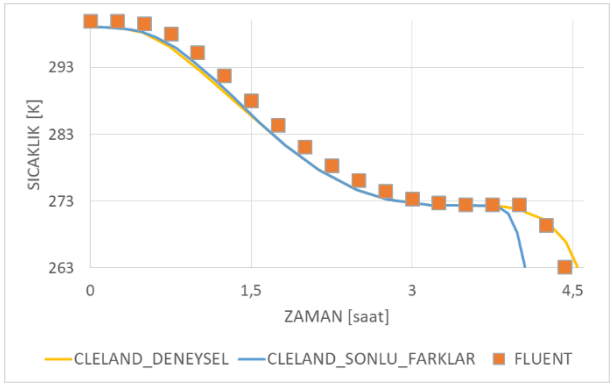
Şekil 8. B755 kodlu test için paket merkezinin zamanla sıcaklık değişiminin grafikleri

Son olarak, B43 kodlu test ise yaklaşık 4,5 saat sürmektedir. O yüzden, analiz süresince paket üzerinden alınan sıcaklık konturları başlangıç; 1,5. saat; 3. saat ve 4,5. saat anındaki durumu verecek şekilde alınarak Şekil 9 ile gösterilmektedir.



Şekil 9. B43 kodlu deneysel testin analizinden belirli sürelerde elde edilen sıcaklık konturları [sol üst: başlangıç; sağ üst: 1,5.saat; sol alt: 3.saat; sağ alt: 4,5.saat anındaki sıcaklık konturları]

B43 kodlu deneysel testten ve sonlu farklar yöntemiyle elde edilen veriler ile yapılan sonlu hacimler yöntemi simülasyonundan elde edilen sonuçlar Şekil 10 ile gösterilmektedir.



Şekil 10. B43 kodlu test için paket merkezinin zamanla sıcaklık değişiminin grafikleri

SONUÇLAR

Cleland (1977) çalışmasından alınan deneysel test verileri ile yapılan sonlu farklar yöntemiyle hesaplanan sonuçların çıkartılarak bu değerler ile ANSYS Fluent programına termofiziksel özeliklerin girilmesiyle yapılan sonlu hacimler simülasyonu sonuçları kıyaslanmaktadır.

Donma sürecindeki ön soğutma kısmına bakıldığında iki analiz de deneysel test ile uyumludur. Hal değişimi bölgesine bakıldığında da sonlu farklar analizi genelde hal değişimi süresi daha kısa sürmektedir. Bunun sebebi olarak da özgül ısı değerinin hesaplanmasında kullanılan farklı veri seti söylenebilir. Kullanılan veri seti grafiği belli olsa da hal değişimi bölgesindeki termofiziksel özelik değerlerini ne aldığı verilmediğinden tam bir yorum yapılamamaktadır.

Son soğutma bölgesindeki farklılıklar da deneysel testlerin verildiği parametrelerin deney sonuna doğru ortalamalardan saptığından kaynaklanıyor olabilir. Örnek olarak soğuk hava sıcaklığı parametresi analizlerde sabit bir sıcaklık girilmekte, fakat çalışmadan da görüleceği üzere soğuyan bir hava sıcaklığı söz konusudur. Ortalama alındığından deneysel test sonuçları ile analiz sonunda farklılıklar olması olasıdır. Ayrıca, deneysel testten elde edilen veriler için verilen hata payları görece yüksektir. Simülasyon ile hesaplanan süreler verilen hata paylarına bakıldığında uygun bulunmaktadır

Cleland (1977) deney ile sonlu farklar yöntemiyle hesaplanan süreler bazı testlerde iyi sonuçlar almıştır, ancak genelde kabul edilebilir düzeyde farklar oluşmamaktadır. Bu çalışmadaki sonlu hacimler yöntemiyle yapılan simülasyondan elde edilen paketin merkez noktasının ilk sıcaklıktan istenen son sıcaklığa gelme sürelerine bakılırsa nispeten daha yakın sonuçlar vermektedir.

Bu çalışmadan elde edilen efektif donma süreleriyle (ilk başlangıç sıcaklığından paket merkez noktasının -10 derece sıcaklığa gelme süresi) sonlu farklar yöntemi ile hesaplanan değerler kıyaslandığında deneysel test ile oluşan yüzdesel farklar Tablo 1 ile verilmektedir. Tabloda verilen zamanların birimi saat olarak ve farklar ise yüzdesel olarak verilmektedir.

Tablo 1. Tüm testlerin sonuçları ve yüzdesel farkları

KOD	B43	B55	B72
CLELAND_DENEY Süresi [saat]	4,56	6,90	4,10
Verilen Hata Payı Süresi [saat]	± 0,21	± 0,38	± 0,38
CLELAND_SONLU FARKLAR Süresi [saat]	4,02	6,50	4,14
Deney ile Oluşan Yüzdesel Fark [%]	-11,8	-5,8	1,0
FLUENT SONLU HACİMLER Süresi [saat]	4,43	6,85	4,30
Deney ile Oluşan Yüzdesel Fark [%]	-3,0	-0,7	4,9

Genel olarak yüzdesel farklara bakıldığında, termofiziksel özeliklerin doğru bir şekilde belirlenerek simülasyona aktarılması ile yapılan deneysel testler ile uyumlu sonuçlar alınabilmektedir. Farklı deneysel testler ile uyumun gösterilmesi bu tür simülasyonların ilgili ürün için kullanılabilirliğin de göstergesi olmaktadır. Yağsız sığır etinin termofiziksel özelikleri ile benzerliği literatürdeki çalışmalarda kanıtlanmış olmaktadır (Anderson ve Singh, 2005). Bu çalışmada da gerçek et yerine hesaplanan termofiziksel özeliklerin bilgisayar analizlerinde kullanılarak hızlı sonuçlar alınabileceği gösterilmiştir.

TEŞEKKÜR

Bu çalışma, Türkiye Bilimsel ve Teknolojik Araştırma Kurumu (TÜBİTAK) 2244 Sanayi Doktora Programı tarafından VESTEL A.Ş. işbirliği ile 119C097 numaralı proje kapsamında desteklenmiştir. TÜBİTAK ve VESTEL A.Ş.'e teşekkür ederiz.

KAYNAKLAR

Anderson B. A. ve Singh R. P., 2005, Moisture diffusivity in tylose gel (Karlsruhe test material), *Journal of food science*, 70(5), E331-E337.

Bonacina C. ve Comini G., 1971, On a Numerical Method for the Solution of the Unsteady-State Heat Conduction Equation with Temperature-Dependent Parameters, *Proc. 13th Int. Cong. Refrig*, Vol.2, p.329.

Bonacina C., Comini G., Fasano A. VE Primicerio M., 1973, On the Estimation of Thermophysical Properties in Nonlinear Heat-Conduction Problems, *Int. J. of Heat and Mass Transfer*, Vol.17, Issue 8, 861-867.

Cleland A. C., 1977, Heat Transfer During Freezing of Foods and Prediction of Freezing Times, *A Thesis Presented in Partial Fulfilment of The Requirements for the Degree of Doctor of Philosophy in Biotechnology at Massey University*.

Deep C., Pratihar A.K., Sharma M.K., 2021, Freezing time-temperature behavior and parametric study of cylindrical shaped tylose gel samples: A numerical and experimental study, *Thermal Science and Engineering Progress*, Volume 24.

Delgado A. E. ve Sun D., 2001, Heat and Mass Transfer Models for Predicting Freezing Processes – A Review, *Journal of Food Engineering*, Volume 47, Issue 3, 157-174.

Huan Z., He S. ve Ma Y., 2003, Numerical simulation and analysis for quick-frozen food processing, *Journal of Food Engineering*, 60 (3), 267–273.

Miles C. A., 1991, The thermophysical properties of frozen foods, *Food Freezing*, Springer London, 45-65.

Pham Q., 1984, Extension to Planck's equation for predicting freezing times of foodstuffs of simple shapes, *Int. J. of Ref.*, Volume 7, Issue 6, 377-383.

Pham Q., 1987, Calculation of bound water in frozen food, *J. Food Sci*, 52 (1), 210–212.

Pham Q., 1990, Thermal properties of unsalted MH1000 Tylose gel. Retrieved from Sydney, Australia.

Pham Q. ve Willix, J., 1990, Effect of biot number and freezing rate on accuracy of some food freezing time prediction methods, *J. Food Sci.*, 55(5), 1429-1434.

Riedel L., 1960, Eine Prufsubstanz fiir Gefrierversuche Kahetechnik, 12, 222-225.

Succar J. ve Hayakawa K., 1983, Empirical formulae for predicting thermal physical properties of food at freezing or defrosting temperatures. *Lebensmittel-Wissenschaft+ Technologie*, 16(6), 326-331.

BİYO-İLHAMLI MİKRO KANALLI ISI ALICI TASARIMI

Bayram ŞAHİN[1], Özge DÖNMEZ[2], Taha KANDEMİR[1], İlhan ŞEN[2]
[1] İstanbul Teknik Üniversitesi, Makina Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü
[2] Türk Havacılık ve Uzay Sanayii AŞ, TUSAŞ, Ankara

baysahin@itu.edu.tr, donmezo19@itu.edu.tr, kandemirta19@itu.edu.tr, ilhan.sen@tai.com.tr

Özet: Yüksek güç yoğunluğuna sahip elektronik sistemlerin termal yönetiminde, kompakt yapılı ve yüksek verimli ısı değiştiricilere duyulan ihtiyaç giderek artmaktadır. Geleneksel mikrokanal tasarımları, ısı transferini artırırken yüksek basınç düşüşüne yol açmakta, bu da sistemlerin performans ve kapasitesini sınırlamaktadır. Bu sınırlamaların üstesinden gelmek amacıyla, doğadaki canlıların akışa uyumlu ve yüzey alanı açısından optimize edilmiş morfolojilerinden esinlenen biyomimetik mikrokanal tasarımları ön plana çıkmaktadır. Bu çalışmanın amacı, alaca şahinin dalış esnasındaki aerodinamik gövde yapısından esinlenerek tasarlanan kanatçıklardan oluşan bir mikro-mini kanal tasarlayarak termal performansı iyileştirmek ve akış direncini azaltmaktır.
Çalışma kapsamında tasarlanan şahin-geometrili kanatçıklar, mikrokanal tabanına sıralı ve kaydırmalı olmak üzere farklı dizilim konfigürasyonlarıyla yerleştirilmiş; ANSYS Fluent yazılımı kullanılarak sayısal analizler gerçekleştirilmiştir. Elde edilen bulgular, kaydırmalı sıralı dizilimlerin düz sıralı dizilimlere kıyasla yaklaşık %13 oranında daha yüksek performans sağladığını göstermektedir. Ayrıca düz sıralı konfigürasyonlarda, kanatçıklar arası akış doğrultusundaki mesafe oranı arttıkça performansta artış gözlenmiştir.
Şahin geometrili kanatçıklar geleneksel kare ve silindirik kesitli düz kanatçıklara göre %2'lik bir ısı transfer kaybı karşılığında basınç düşüşünde %24'e varan bir azalma sağlamış ve bu yönüyle biyomimetik tasarımların mikrokanal soğutma teknolojilerinde sunduğu avantajları somut biçimde ortaya koymuştur.
Anahtar Kelimler: Biyo-ilham, mikro kanal, laminer akış, ısı transferi, ısı alıcı

BIO-INSPIRED MICRO CHANNEL HEAT SINK DESIGN

Abstract: The thermal management of high power density electronic systems increasingly demands compact and highly efficient heat exchangers. However, conventional microchannel designs often enhance heat transfer at the expense of significant pressure drops, thereby limiting the overall performance and capacity of such systems. To overcome these limitations, biomimetic microchannel designs—drawing inspiration from the flow-adapted and surface-area-optimized morphologies of natural organisms—have emerged as a promising alternative.
This study aims to improve thermal performance and reduce flow resistance by designing a micro-mini channel featuring fins inspired by the aerodynamic body shape of the northern goshawk during a dive. The proposed goshawk-inspired fins were integrated onto the base of a microchannel in two different arrangements: inline and staggered. Numerical simulations were conducted using ANSYS Fluent to evaluate their performance.
The results indicate that staggered configurations outperformed inline configurations by approximately 13% in terms of thermal-hydraulic performance. Furthermore, in the inline arrangement, increasing the ratio of the streamwise to transverse fin spacing led to enhanced performance. Compared to conventional flat fins with square and cylindrical cross-sections, the goshawk-shaped fins achieved up to a 24% reduction in pressure drop at the cost of only a 2% decrease in heat transfer. These findings highlight the tangible advantages of biomimetic design strategies in advancing microchannel cooling technologies.
Keywords: Bio-inspired, microchannel, laminar flow, flow, heat transfer, heat sink

GİRİŞ

Havacılık uyulamlarında kullanılan yüksek güçlü elektronik sistemler, sınırlı hacimlerde yoğun ısı üretimiyle çalışmak zorundadır. Radar sistemleri, güç elektroniği bileşenleri, işlemciler ve haberleşme modülleri gibi kritik donanımların kararlı şekilde çalışabilmesi için etkin bir termal yönetim sistemine

ihtiyaç duyulmaktadır. Özellikle uçak platformlarında bu bileşenlerin kompakt yapılar içinde yer alması, geleneksel soğutma çözümlerinin yetersiz kalmasına neden olmakta; dolayısıyla, özgün tasarımlara sahip, yüksek verimli ve hafif ısı değiştiricilerin geliştirilmesi büyük önem taşımaktadır. Mikro kanallı ısı alıcıların ise diğer soğutma yöntemlerine göre daha yüksek hacimsel ısı akılarına, daha düşük boyutlara, daha etkili akış dağılımına ve sağlam tasarımlara sahip olmaları (Ohadi vd., 2013), mikro kanalları bu probleme yönelik yenilikçi bir çözüm haline getirmiştir.

Mikro kanallı ısı değiştiriciler üzerine öncü çalışmalar Tuckerman & Pease (1981) tarafından yapılmıştır. Mikro kanallı ısı değiştiricilerin günümüzde tercih edilmesi geleneksel ısı değiştiricilere göre olan avantajlarından kaynaklanır. Ohadi vd. (2013) mikro kanallı ısı değiştiricilerin bu avantajlarını aşağıdaki gibi özetlemiştir:

- Yüksek hacimsel ısı akısı
- Yer açısından kritik uygulamalar için kompaktlık
- Sağlam tasarım
- Etkili akış dağılımı
- Makul basınç düşüşleri

Mikrokanallı ısı değiştiricilerin avantajlarına karşın bazı bazı zorluklar da literatürde vurgulanmaktadır (Dabrowski vd., 2019):

- Nispeten yüksek basınç düşüşleri
- Akıştaki kararsızlıklar
- Tekil kanallardaki dağılım bozuklukları
- Kanalların akıştaki safsızlıklardan dolayı kolayca tıkanması

Özellikle küçük hacimlerde yüksek ısı trnasferi performansı nedeniyle literatürde çok farklı akış konfigürasyonları sağlayacak mikrokanal tasarımları ve bu tasarımların performans değerlendirmeleri yer almaktadır. Geleneksel mikrokanal tasarımları, ısı transferini artırırken yüksek basınç düşüşüne yol açmakta, bu da sistemlerin performans ve kapasitesini sınırlamaktadır. Bu sınırlamaların üstesinden gelmek amacıyla, son yıllarda literatürde doğadaki canlıların akışa uyumlu ve yüzey alanı açısından optimize edilmiş morfolojilerinden esinlenen biyomimetik mikrokanal tasarımları ön plana çıkmaktadır. Bu tasarımlarda ısı transfer katsayısını artırmak hedeflenirken, aynı anda akış direncinin artışı da önlenmeye çalışılmıştır. Geliştirilmiş ısı transfer yapılarının oluşturulmasındaki temel yaklaşım termal sınır tabakanın bozulması, akışkanın sıcak ve soğuk kısımlarının birbiriyle karışması ve akış ayrılması gibi yöntemlerle ısı transfer katsayısını artırmaktır.

Calamas & Baker (2013), yaptıkları çalışmada dallanmış yapıda bir mikro ölçekli ve bir orta ölçekli model oluşturarak ölçeğin dallanmış kanallardaki akışa ve ısı transferine etkisini gözlemlemişlerdir. Mikro ölçekli akış ağlarında çatallanmalardaki basınç geri kazanımının orta ölçekli akışa ağlarına göre yaklaşık iki kat daha fazla olduğunu göstermişlerdir.

Hou vd. (2015), Namib Çölü böceğinin hidrofilik ve hidrofobik kısımlardan oluşan kompozit sırt yapısından esinlenerek oluşturdukları hibrit yüzeyli kanalların sadece hidrofilik ve sadece hidrofobik yüzeyli kanallara göre daha iyi ısı transferi sağladıklarını göstermişlerdir.

Xu vd. (2016), silikon, fraktal yapıda çok katmanlı bir mikro kanal üzerinde yaptıkları deneysel ve nümerik çalışmada hem fraktal yapının hem çok katlılığın ısı değiştiricinin içinden daha fazla akışa izin vererek daha düşük bir termal direnç ve daha düşük pompalama gücü elde etmede etkili olduğunu göstermiştir.

Luo vd. (2016), üç farklı bitkinin (ficus virens, plumeria rubra ve hamelia patens) yaprak damarlarını SEM mikroskobu altında inceleyerek 3 boyutlu modellerini oluşturdular. Daha sonra nümerik analiz yardımıyla bu modellerin ısı transferi karakteristiklerini inceleyerek Poiseuille sayısı, ortalama Nusselt sayısı ve termal performans indeksine göre karşılaştırdılar.

Song vd. (2017), rüzgârın oluşturduğu kum tepelerinden esinlenerek sürtünme direncini azaltmak amacıyla oval çukurlara sahip bir kanal modeli geliştirdiler.

Dey vd. (2019), tek fazlı, laminer akışlı bir mikro kanallı ısı değiştiricide ısı transferini iyileştirmek için balık puluna benzer yapıları kullandılar. Farklı hidrolik çaplar, eğim yükseklikleri ve pul sayıları olmak üzere 3 farklı geometrik parametreye göre ısı transferinin değişimini gözlemlediler.

Yan vd. (2020), timsahların makroskobik oluklu zırh yapısından esinlenerek dikdörtgen ve altıgen şekilli gemi bordalarını tasarlayarak akışkan direncinde %6,3 oranında düşüş elde etmişlerdir.

P. Li vd. (2020), köpek balığı derisinden esinlenerek düşük entropi üretimi ile birlikte termal performansı iyileştirmek için 4 farklı model geliştirip bu modellerin deneysel olarak analizlerini gerçekleştirdiler.

Ki vd. (2021), elektrikli ve hibrit araçlardaki yüksek güç yoğunluklu IGBT (Insulated Gate Bipolar Transistor) modülleri için insan solunum sisteminden esinlenerek bir sıvı soğutma sistemi konsepti ortaya koydular.

Huang vd. (2024a), dallanma açısının ve üçüncül mikro kanalların ısı alıcılardaki ısı transferine ve akışa olan etkisini incelemek amacıyla bir çalışma yaptılar. Bu çalışmada örümcek ağı mikro kanallı ısı alıcıyı (SWM-HS) Y-şekilli mikro kanallı ısı alıcı (T-YMHS) ile karşılaştırdılar.

Bu çalışma kapsmaında, elektronik bileşenlerin oluşturduğu yüksek ısı akılarının etkin bir şekilde uzaklaştırılmasını amaçlayan, doğadan ilham alınarak tasarlanmış bir mikrokanallı ısı değiştirici geliştirilerek performasn analizi yapılmıştır. Tasarım sürecinde, doğadaki en aerodinamik formlardan biri olan Alaca şahinin (*Falco peregrinus*) dalış sırasındaki vücut yapısından esinlenilmiştir. Bu doğrultuda geliştirilen şahin biçimli kanatçık geometrileri, mikrokanalın ısı

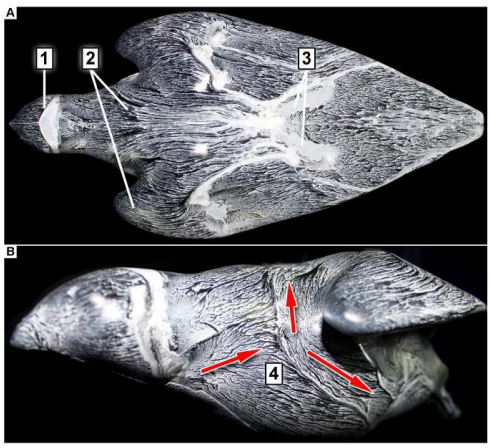
transfer yüzeyine yerleştirilmiş; sınır tabakanın bozulması ve ısı transfer yüzey alanının artırılması yoluyla ısı transfer performansının artırılması; eşzamanlı olarak basınç düşüşünün minimize edilmesi hedeflenmiştir. Çalışma kapsamında, kaydırmalı ve düz sıralı dizilimlerde farklı kanatçıklar arası mesafeler için performans analizleri gerçekleştirilmiş ve şahin geometrili kanatçıkların performansı, konvansiyonel kanatçık geometrileri ile karşılaştırılmıştır.

MATERYAL VE METOT

Bu çalışmada, kanatçık sayısı, dizilim düzeni ve Reynolds sayısına bağlı olarak termal-hidrolik performans, ANSYS Fluent yazılımı kullanılarak yürütülen hesaplamalı akışkanlar dinamiği (CFD) analizleri ile incelenmiştir. Kanatçık geometrisi, doğadaki en hızlı hayvanlardan biri olan alaca şahinin *(Falco peregrinus)* aerodinamik gövde yapısından esinlenilerek oluşturulmuştur. Alaca şahin, uçuş sırasında vücut formunu hıza ve manevraya göre uyarlayarak yatay uçuşta 150 km/saat, dikey dalışta ise 320 km/saat hıza ulaşabilmektedir.

Kanatçık tasarımının belirlenmesi aşamasında, şahinin aerodinamik özelliklerine yönelik literatürdeki çalışmalar incelenmiştir. Ponitz ve ark. (2014), eğitilmiş alaca şahinlerin 60 m uzunluğundaki bir dikey duvar önünde dalış yapmalarını sağlayarak yüksek çözünürlüklü dijital kameralarla uçuş pozisyonlarını kaydetmişlerdir. Farklı açılardan elde edilen görüntüler yardımıyla bire bir ölçekli üç boyutlu modeller oluşturulmuş ve sürükleme ile kaldırma kuvvetlerini belirlemek amacıyla rüzgâr tüneli deneyleri yapılmıştır. Akışın yüzey üzerindeki dağılımını görselleştirmek amacıyla yağ tabanlı yüzey akış çizgileri yöntemi kullanılmıştır (şekil 1). Bu çalışma sonunda;

• Baş bölgesinin ön kısmında yüzey akış çizgileri akış yönünde hizalanırken başın arka kısmında 2 olarak gösterilen bölgede yağ birikimini işaret eden koyu renkli bir bölge bulunmaktadır. Bu da yağın o bölgede taşınımının azaldığını ve bunun yerel bir akış ayrımından kaynaklandığını göstermektedir.



Şekil 1. Şahin Modelinin Yüzeyinin Üzerindeki Akışın Yağ-Tabanlı Boyama Yöntemiyle Görselleştirilmesi

• 2 ve 3 bölgeleri arasında yüzey akış çizgileri oldukça düzgünken bölge 3 etrafındaki koyu renkli alan başka bir yerel akış ayrılma bölgesine işaret etektedir.

• Kanatlarda yer alan 4. bölgedeki akış çizgileri ise ayırıcı bir akım çizgisinin oluştuğunu ve aynı bölgede bir durma noktası meydana geldiğini göstermektedir.

Selim vd. (2020) Alaca şahinin avına doğru dalışı sırasında vücudunun geçirdiği morfolojik dönüşümleri incelemiş ve üç karakteristik yapı tanımlamışlardır:
T-şekli (Teardrop-shape): Bu şekil şahinin dalış başlangıcında ve maksimum hızda olduğu andaki şeklidir. Bu aşamada kanatlar tamamen gövdeye doğru çekilmiş ve kuyruk tamamen toplanmış durumdadır.
C-şekli (Cupped-shape): Bu, şahin avına yaklaşırken hızını düşürmek ve hassasiyet sağlamak amacıyla gövde ile kanatlar arasında kupa benzeri bir yapı oluşturarak geçiş yaptığı şekildir.
M-şekli (M-shape): Bu şekil dalıştan çıkmak amacıyla kaldırma kuvvetini arttırmak için şahinin dönüştüğü şekildir. Bu aşamada kanatlar artık tamamen yana doğru açılmış ve kanatlar altındaki kupa şekli yok olmuştur.

Elde edilen bu aerodinamik bilgiler, şahin formlu kanatçıkların soyutlanması ve parametrik olarak modellenmesi sürecine yön vermiştir. Geliştirilen bu kanatçıklar, mikrokanalın tabanına yerleştirilmiş; düz sıralı ve kaydırmalı olmak üzere iki farklı dizilim tipi ile analiz edilmiştir

Akış Hacmi ve Yönetici Denklemler

Şahinin aerodinamiği üzerine yapılan çalışmaların incelenmesi sonucu Fusion360 programı kullanılarak tasarlanan kanatçık geometrisi Şekil 2' de verilmiştir. Yapılan tasarımın ısı transferine etkisini incelemek adına ilk olarak aynı geometrik boyutlara sahip düz kanal üzerinde simülasyonlar yapılıp elde edilen sonuçlar nihai tasarım ile karşılaştırılmıştır. Simülasyonlarda kullanılan yönetici denklemler aşağıdaki gibi tanımlanır.

İş akışkanı su olarak kabul edilmiştir ve kararlı hâlde incelenmiştir. Akış 3 boyutlu olarak ele alındığında süreklilik denklemi aşağıdaki gibi yazılabilir.

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} = 0 \qquad (1)$$

Navier-Stokes denklemleri kartezyen koordinatlarda yerçekimi ihmal edildiğinde u, v ve w bileşenleri için aşağıdaki gibi yazılabilir.

x yönündeki momentum denklemi;

$$u\frac{\partial u}{\partial x} + v\frac{\partial u}{\partial y} + w\frac{\partial u}{\partial z} = -\frac{1}{\rho_0}\frac{\partial P}{\partial x} + v\nabla^2 u \qquad (1)$$

y yönündeki momentum denklemi;

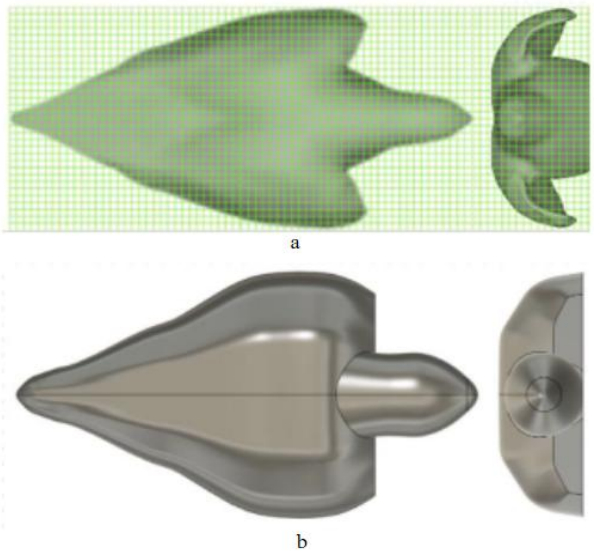
$$u\frac{\partial v}{\partial x} + v\frac{\partial v}{\partial y} + w\frac{\partial v}{\partial z} = -\frac{1}{\rho_0}\frac{\partial P}{\partial y} + v\nabla^2 u \quad (2)$$

z yönündeki momentum denklemi;

$$u\frac{\partial w}{\partial x} + v\frac{\partial w}{\partial y} + w\frac{\partial w}{\partial z} = -\frac{1}{\rho_0}\frac{\partial P}{\partial z} + v\nabla^2 w \quad (3)$$

Enerji denklemi;

$$u\frac{\partial \theta}{\partial x} + v\frac{\partial \theta}{\partial y} + w\frac{\partial \theta}{\partial z} = \frac{1}{RePr}\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \quad (4)$$



Şekil 2. Şahin şekilli kanatçık geometrisi (a) taranmış, (b) Fusion360 ile tasarlanmış

Akış hacminin tabanından taşınımla olan ısı transferi Newton'un soğutma yasası ile hesaplanmıştır.

$$Q_{taşınm} = hA(T_s - T_m) \quad (5)$$

Buradan taşınım ısı transfer katsayısı aşağıdaki gibi elde edilir.

$$h = \frac{Q_{taşınm}}{A(T_s - T_m)} \quad (6)$$

Dikdörtgen kesitli kanal için hidrolik çap ise aşağıdaki gibi tanımlanır.

$$D_h = \frac{4A_c}{p} = \frac{4ab}{2(a+b)} = \frac{2ab}{a+b} \quad (7)$$

Nu ve Re sayıları aşağıdaki gibi tanımlanır.

$$Nu = \frac{hD_h}{k} \quad (8)$$

$$Re = \frac{\rho u D_h}{\mu} \quad (9)$$

Bu çalışmadaki hız değerleri laminer akış sınırlarındadır. Bu sebeple ısı transferinin inceleneceği bölgeye giren akışkanın hız profilinin hidrodinamik olarak gelişmiş olması gerekmektedir. Hidrodinamik giriş uzunluğu ise aşağıdaki gibi tanımlanır.

$$L_h/D_h = 0{,}05\ Re \quad (10)$$

Basınç düşümünün doğru bir şekilde hesaplanabilmesi için basınç ölçümlerinin hidrodinamik gelişmiş bölgeden yapılması gerekir. Yapılan ölçümler sonrasında Darcy sürtünme katsayısı (f) belirtilen formülden hesaplanır.

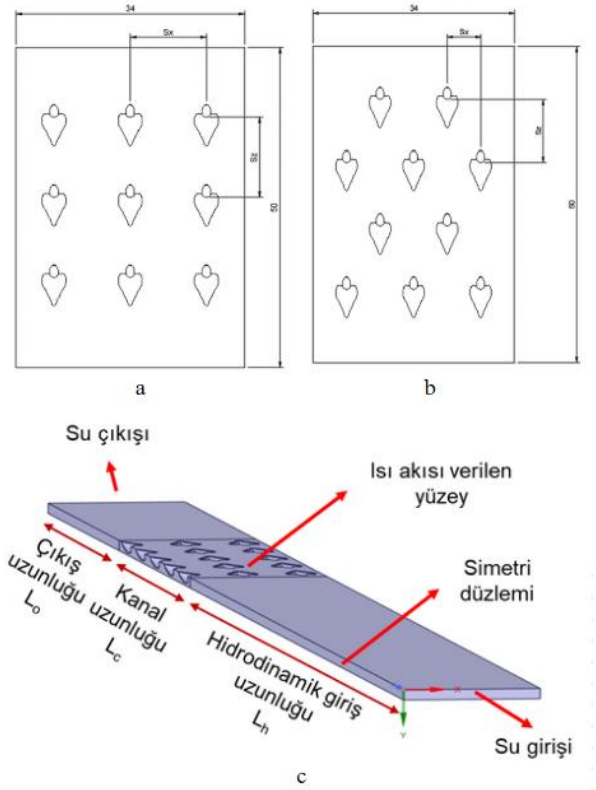
$$\Delta P = f\frac{L}{D_h}\frac{\rho u^2}{2} \quad (11)$$

Mikro kanalın uzunluğu (L), genişliği (W) ve yüksekliği (H) sırasıyla 50 mm, 34 mm ve 1,5 mm'dir. Yapılan simülasyonlar en fazla Re=1000 olacak şekilde yapıldığından giriş uzunluğu bu formül doğrultusunda 150 mm seçilmiştir. Yapılan diğer çalışmalar incelendiğinde çıkış etkilerini azaltmak amacıyla çıkış uzunluğu da 1 kanal boyu olacak şekilde 50 mm seçilmiştir. Bu doğrultuda tasarlanan dikdörtgen kesitli kanala ait boyutlar Tablo 1'de verilmiştir.

Tablo 1. Kanal Boyutları

Parametre	Değer	Birim
Genişlik [W]	34	mm
Yükseklik [H]	1,5	mm
Uzunluk [L]	250	mm
Hidrolik Çap [D_h]	0,002873	mm

Çalışmada dizilim için düzgün sıralı ve kaydırmalı sıralı olmak üzere 2 model önerilmiştir. Önerilen iki model için de kanatçıklar arası uzaklıklar ve kanatçık sayısı değiştirilerek uzaklığın akışa ve ısı transferine etkisi incelenmiştir. Önerilen iki model ve akış hacmi Şekil 3' de verilmiştir.

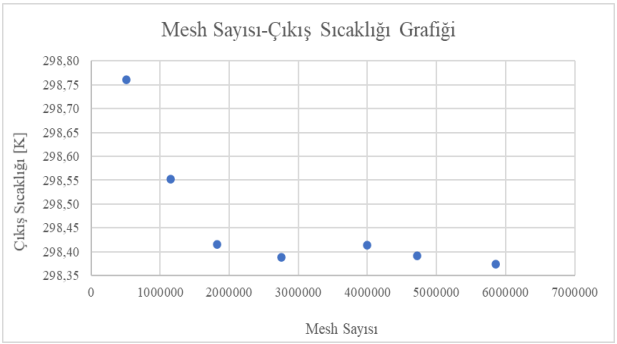


Şekil 3. Akış hacmi; (a) Düz sıralı dizilim, (b) kaydırmalı sıralı dizilim, (c) akış hacmi detayları

Mesh Bağımsızlık Analizleri

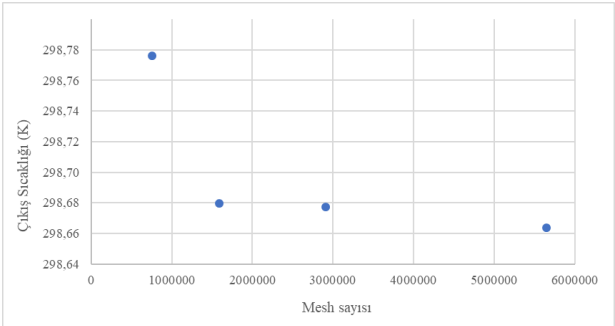
Kanatçıkların ısı transferine olan etkisini gözlemleyebilmek adına ilk olarak boş kanal üzerinde analizler yapılmıştır. Boş kanal için yapılan çözüm ağı bağımsızlık çalışması Şekil 4' te verilmiştir.

Sonuçlar incelendiğinde çıkış sıcaklığının 2.758.314 mesh sayısından sonra 298,40 K etrafında dalgalandığı görülmüştür. Bu sebeple bu mesh sayısında düz kanal üzerinde yapılan analiz sonuçları referans olarak alınıp daha sonra kanatçıkların sıralı ve kaydırmalı sıralı dizilimleriyle karşılaştırılacaktır.



Şekil 4. Boş kanal mesh bağımsızlık analizi

Düz kanal üzerindeki analizler tamamlandıktan sonra tasarımı yapılan şahin şekilli kanatçıklar için mesh bağımsızlığı aşamasına geçilmiştir. Analiz kolaylığı için kanal yüzeyine ilk olarak 1 kanatçık eklenerek mesh bağımsızlığı çalışması yapılmıştır. Tek kanatçıklı geometride meshten bağımsızlığın sağlandığı mesh özellikleri belirlenip çoklu kanatçık geometrilerine uygulanacaktır. Tek kanatçıklı geometri için mesh bağımsızlık çalışması Şekil 5' te verilmiştir.



Şekil 5. Tek kanatçıklı kanal mesh bağımsızlık analizi

Performans Analizi

Çok kanatçıklı analiz çalışmalarında akış parametreleri Tablo 2' de verilen aralıklarda değiştirilerek farklı reynolds sayılarında performans analizleri yapılarak optimum konfigürasyon elde edilmeye çalışılmıştır. Bu amaçla performans değerlendirme kriterleri tanımlanarak ısıl performanstaki değişim basınç düşüşü de hesaba katılarak elde edilmiştir. Nu ve f sırasıyla kanatçıklı kanaldan elde edilen Nusselt sayısı ve sürtünme faktörünü göstermekteyken $Nu_{düz}$ ve $f_{düz}$ kanatçık içermeyen düz kanalın Nusselt sayısı ve sürtünme faktörünü göstermektedir.

$$\eta_{Nu} = \frac{Nu}{Nu_{düz}} \tag{12}$$

$$\eta_f = \frac{f}{f_{düz}} \tag{13}$$

$$\eta_T = \frac{\eta_{Nu}}{\eta_f^{1/3}} \tag{14}$$

Tablo 2. Çok değişkenli analiz parametreleri

Parametre	Açıklama	Değer
Sx [mm]	Kanatçıklar arası akışa dik doğrultudaki yatay mesafe	6,3 ≤ Sx ≤ 7,25
Sz [mm]	Kanatçıklar arası akış doğrultusundaki mesafe	8 ≤ Sz ≤ 10
N [-]	Kanatçık sayısı	24 ≤ N ≤ 39
Re [-]	Reynolds sayısı	150 ≤ Re ≤ 750
Ti [K]	Giriş Sıcaklığı	293
q'' [W/m2]	Isı akısı	80000

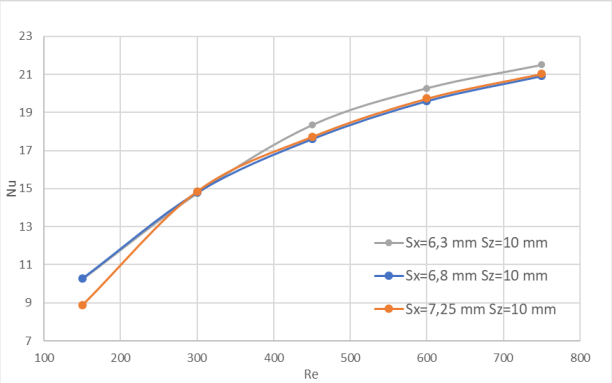
BULGULAR VE TARTIŞMALAR

Sıralı model için yapılan çok değişkenli analizler sırasında optimum Sx ve Sz mesafelerini bulmak adına diğer parametreler sabit tutularak bu parametrelerin değişiminin Darcy sürtünme faktörü ve Nusselt sayısına olan etkisi gözlemlenmiştir.

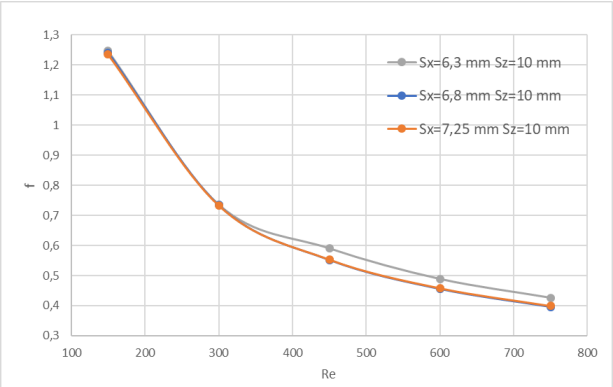
Şekil 6 ve 7' de sabit akış yönündeki mesafe Sz=10mm için farklı akışa dik yöndeki kanartlar arası mesafenin ısı transferi ve akış karakteristiklerine etkisi verilmiştir. Özellikle Re sayısının 300' ün üstünde olduğu aralıkta Nusselt sayısına olan etki belirginleşmektedir. En küçük Sx değeri olan 6,3 mm'de ısı transferi performansı daha yüksek olmakta, bu da kanatçıklar arasında yatay mesafesinin azaltılmasının türbülans oluşumunu artırdığını göstermektedir.

Şekl 7'de ise tüm Sx değerleri için düşük Reynolds sayılarında (Re<300) görece yüksek sürtünme faktörü değerleri görülmektedir. Çalışılan Sx değerleri için sürtünme faktörü değerleri arasında belirgin bir fark gözlemlenmemiştir.

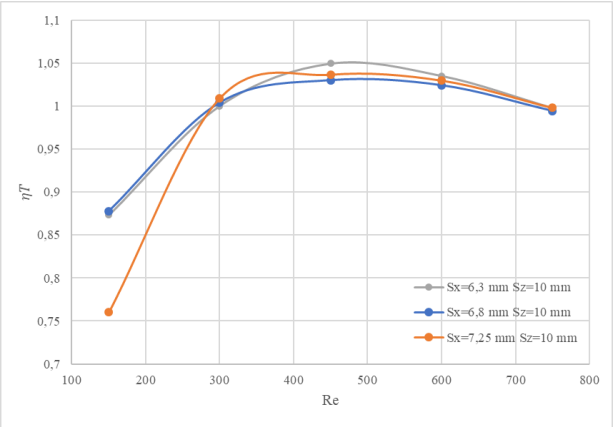
Şekil 8' de performans değerlendirme kriterinin (η_T) Reynolds sayısına göre farklı Sx değerleri için değişimi verilmektedir. Re=300 değerine ulaştıktan sonra tüm kanatlar arası akışa dik mesafelerde performans katsayısı1'in üzerine çıkmakta olup aynı pompalama gücünde boş kanala göre iyileşme sağlamıştır. En düşük aralıkta görece daha büyük iyileşme olduğunu görülmektedir.



Şekil 6. Düz sıralı kanalda Nu sayısının Re sayısına göre farklı Sx değerleri için



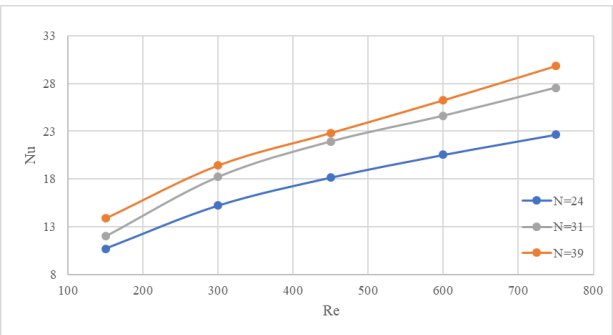
Şekil 7. Düz sıralı kanalda f sürtünme faktörünün Re sayısına göre farklı Sx değerleri için değişimi



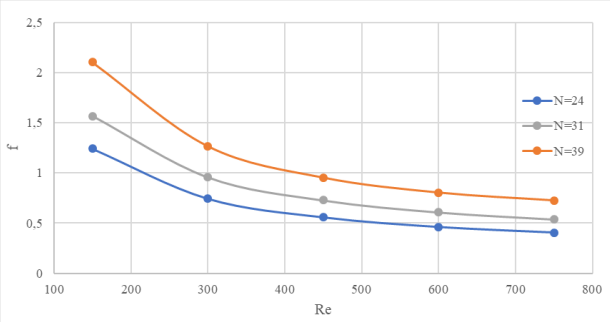
Şekil 8. Düz sıralı kanalda performans değerlendirme kriterinin Re sayısına göre farklı Sx değerleri için değişimi

Kaydırmalı sıralı model için de benzer şekilde optimum Sx ve Sz mesafelerini bulmak adına diğer parametreler sabit tutularak bu parametrelerin değişiminin Darcy sürtünme faktörü ve Nusselt sayısına olan etkisi gözlemlenmiştir.

Şekil 9 ve 10' da kaydırmalı sıralı dizilimdeki kanatçık sayısının Nusselt sayısına ve sürtünme faktörüne olan etkisi görülmektedir. Görüldüğü üzere kanatçık sayısı arttıkça ısı transferi ve sürtünme kayıpları artmaktadır.

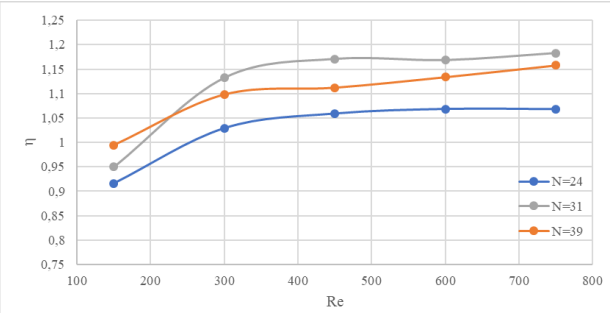


Şekil 99. Kaydırmalı sıralı kanalda Nu sayısının Re sayısına göre farklı kanatçık sayıları için değişimi



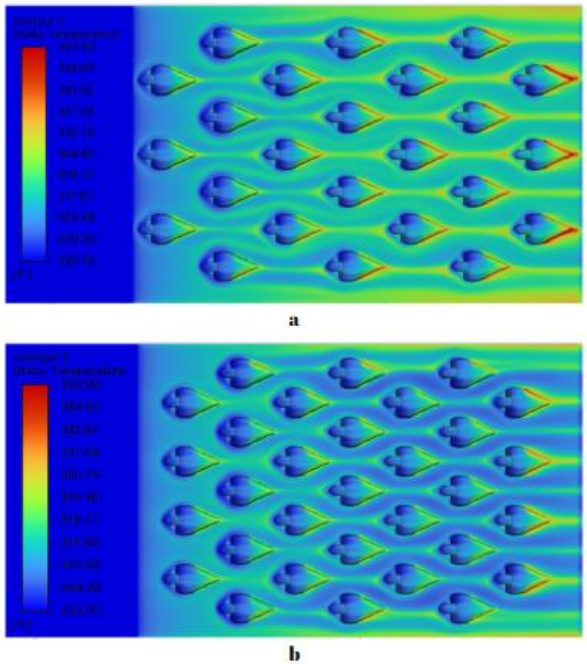
Şekil 100. Kaydırmalı sıralı kanalda f sürtünme faktörünün Re sayısına göre farklı kanatçık sayıları için değişimi

Şekil 11' de kanatçık sayısının performans değerlendirme kriterine olan etkisi görülmektedir. Görüldüğü üzere düşük Reynolds sayılarında (Re<230) kanatçık sayısı arttıkça performans değerlendirme kriteri değerinde artış gözlemlenmektedir. Ancak daha yüksek Reynolds sayılarında, 31 kanatçıklı model daha iyi performans sergilemiştir. En az kanatçıklı modelin (N=24) performansı ise en az olmuştur. Bu da kanatçık sayısının artırılmasının mikro kanal performansı üzerinde ancak belirli bir sınır kanatçık değerine kadar artış sağladığını göstermektedir.



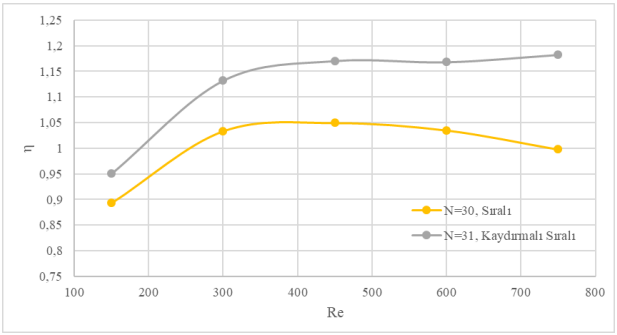
Şekil 11. Kaydırmalı sıralı kanalda performans değerlendirme kriterinin Re sayısına göre farklı kanatçık sayıları için değişimi

Şekil 12' de 24 ve 31 kanatçıklı kaydırmalı sıralı dizilim için sıcaklık konturlarının karşılaştırılması verilmiştir. Net bir şekilde görülmektedir ki N=31 kanatçıklı kanalda sıcak noktaların sayısı daha azdır ve ısıl performans iyileşmiştir.



Şekil 12. Sıcaklık konturlarının karşılaştırılması (a) N=24 (b) N=31

Bu kısımda sıralı model ile kaydırmalı sıralı model karşılaştırılarak hangi düzenin ısı transferi ve basınç düşüşünün iyileştirilmesinde daha etkili olduğu tartışılacaktır. Şekil 13' den de görüldüğü gibi kaydırmalı sıralı dizilimin genel performansı düzgün sıralı dizilime göre daha yüksektir.

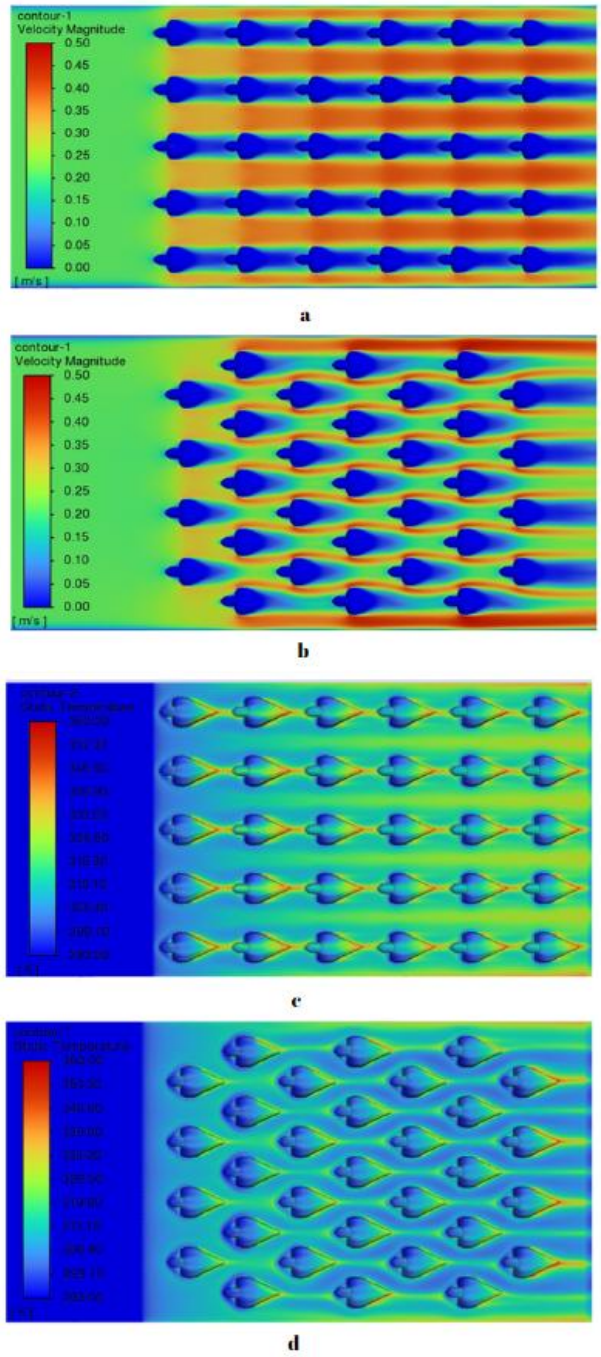


Şekil 13. Performans değerlendirme kriterinin sıralı ve kaydırmalı sıralı dizilimde farklı Re sayılarına göre karşılaştırılması

Şekil 14 c ve d' de sıralı (N=30) ve kaydırmalı sıralı (N=31) dizilimler için sıcaklık konturları verilmiştir. Konturlarda sıralı dizilimde kanatçıkların arkasında kalan sıcak noktaların kaydırmalı sıralı dizilimde olmadığı görülmektedir. Isı transferi performansının kaydırmalı sıralı modelde sıralı modele göre daha yüksek olmasına neden olarak bu durum gösterilebilir.

Aynı kanatçık dizilimi ve sayısına sahip bir kanalda kanatçığın yüzey alanı sabit kalmak kaydıyla kare kesitli, dairesel kesitli ve şahin geometrili kanatlar karşılaştırılmıştır. Bu sayede şahin geometrili kanatçıkların konvansiyonel kanatçıklara göre verimliliğini gözlemlemek amaçlanmıştır. Şekil 15' de

şahin, silindir ve kare prizma şekilli kanatçıkların kullanıldığı kanallara ait hız kontürleri verilmiştir.



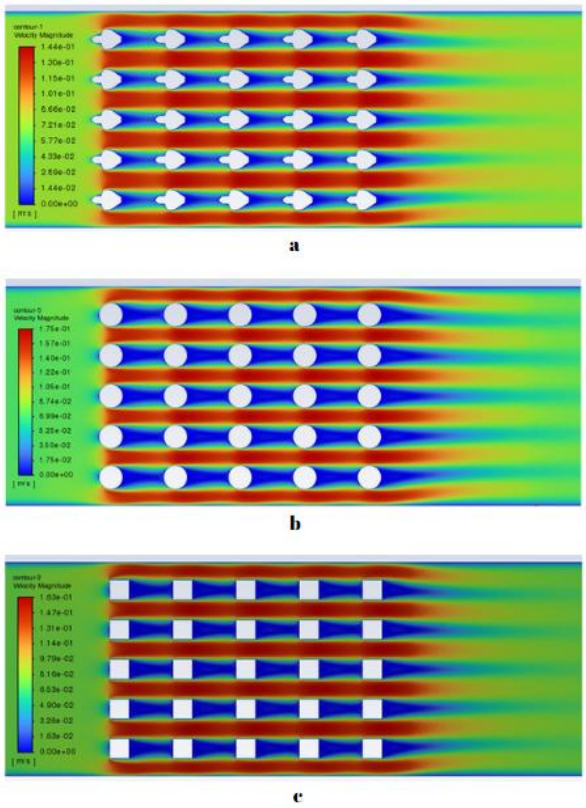
Şekil 14. Sıralı (N=30) ile kaydırmalı sıralı (N=31) konfigürasyonlarının karşılaştırılması; (a) (b) hız konturları, (c) (d) sıcaklık konturları

Hız kontürleri incelendiğinde hızın görece düşük olduğu bölgelerin konvansiyonel kanatçıklarda şahin şekilli kanatçıklara göre daha fazla alan kapladığı görülmektedir. Bu durum şahinin aerodinamik yapısının akış hızına olumlu etkide bulunduğunu ve tasarımın verimliliğini gösterir. Aynı analize ait diğer çıktılar tablo olarak Tablo 3' te verilmiştir.

Tablo 3. Kanatçık tasarımının konvansiyonel kanatçık tipleri ile karşılaştırılması

Kanatçık Tipi	Re	h (W/m^2K)	Nu	Basınç Düşüşü (Pa)	f
Silindir	150	2150,568	10,298	39,628	1,6581
Prizma	150	1885,556	9,029	36,789	1,5393
Şahin	150	2135,604	10,227	29,792	1,2466

Tablo 3 incelendiğinde şahin şekilli kanatçıkla basınç düşüşünde kayda değer bir azalma elde edildiği görülmüştür. Isı taşınım katsayısının ise prizmadan daha yüksek silindirden ise az miktarda daha düşük olduğu görülmüştür. Fakat ısı taşınım katsayısındaki bu fark elde edilen basınç düşüşü kazancının yanında göz ardı edilebilir bir farktır.



Şekil 15. Kanatçık tasarımının konvansiyonel kanatçık tiplerinin hız konturları

SONUÇLAR

Şahin geometrisinden esinlerenrek yapılan kanatçık tasarımlarında aynı pompalama gücünde ısı transferi performans değerlendirme kriteri (ηT) değerleri bütün dizilimlerde Reynolds sayısının 300'den küçük olduğu durumlar için 1' in altındadır. Sıralı dizilimlerin tamamı için performans değerlendirme kriterinin en yüksek olduğu nokta Re=450 civarıdır. Kaydırmalı sıralı dizilimlerde de bu durum aynıdır ancak sıralı dizilimlerin aksine artan Reynolds sayılarında performans

değerlendirme kriterinde bir düşüş gözlemlenmemektedir.

Sıralı dizilimlerden ortalama η_T değeri en fazla olan dizilim Sx mesafesinin en az, Sz mesafesinin en fazla olduğu (Sx=6,3 mm, Sz=10 mm) durum, ortalama η_T değerinin en az olduğu dizilim ise Sx mesafesinin en fazla Sz mesafesinin en az olduğu (Sx=6,8 mm, Sz=8 mm) durumdur. Kaydırmalı sıralı dizilimlerde ise ortalama η_T değeri en fazla olan dizilimin N=31 adet kanatçığın olduğu dizilim, en az olanın ise N=24 adet kanatçığın olduğu dizilim olduğu görülmüştür.

Tasarlanan kanatçık geometrisi konvansiyonel kanatçık geometrileriyle karşılaştırıldığında art iz bölgesinin daha dar olduğu gözlemlenmiştir. Bu da şahin geometrili kanatçık yapılarının akış ayrılmalarını minimize ederek basınç düşüşünü azalttığını göstermektedir. Bulgulara göre şahin geometrili kanatçıkların basınç düşüşünde %24' e varan bir azalma sağlarken ısı transfer katsayısında en fazla %2 kadarlık bir artışa neden olduğu görülmüştür.

Kaydırmalı sıralı dizilim ile düz sıralı dizilim karşılaştırıldığında kaydırmalı sıralı dizilimdeki basınç düşüşünün ve ısı transfer katsayısı artışının daha fazla olduğu görülmüştür. Bu durum performans değerlerndirme kriteri kullanılarak karşılaştırıldığında kaydırmalı sıralı dizilimde düz sıralı dizilime göre %13 civarında bir performans artışı olduğu görülmüştür.

Bu çalışma şahin geometrili kanatçıkların akış direnci etkilerini azaltmasından ötürü özellikle yüksek pompalama gücü gerektiren sistemlerde konvansiyonel kanatçık tiplerine göre daha elverişli olduğunu göstermektedir. Çalışmanın ileriki safhalarında sayısal çalışmaların deneysel çalışmalarla doğrulanması, topoloji optimizasyonu ile aerodinamik açıdan daha gelişmiş geometrilerin elde edilmesi, şahinin farklı uçuş şekillerinin aerodinamik açıdan incelenmesi ve farklı şahin pozisyonlarının da denenmesi önerilmektedir.

SEMBOLLER

ΔP	Basınç farkı [Pa]
D_h	Hidrolik çap [mm]
f	Darcy sürtünme faktörü
h	Isı taşınım katsayısı [W/m^2.K]
H	Kanal yüksekliği [mm]
L	Kanal uzunluğu [mm]
L_h	Hidrodinamik giriş uzunluğu [mm]
L_o	Çıkış uzunluğu [mm]
N	Kanatçık sayısı
Nu	Nusselt sayısı
Q	Isı transfer miktarı [W]
Re	Reynolds sayısı
Sx	Kanatçıklar arası akışa dik mesafe [mm]
Sz	Kanatçıklar arası akışa paralel mesafe [mm]
T_i	Giriş sıcaklığı [K]
T_m	Ortalama sıcaklık [K]
T_s	Yüzey sıcaklığı [K]
u	Hız [m/s]
W	Kanal genişliği [mm]
ρ	Yoğunluk [kg/m^3]

TEŞEKKÜR

Bu çalışma TÜBİTAK 2209/B ve TUSAŞ Lift-Up programları kapsamında desteklenmiştir. TÜBİTAK ve TUSAŞ kurumlarına katkılarından ötürü teşekkür ederiz.

KAYNAKLAR

Bhandari, P., Rawat, K. S., Prajapati, Y. K., Padalia, D., Ranakoti, L., & Singh, T. (2024). A review on design alteration in microchannel heat sink for augmented thermohydraulic performance. *Ain Shams Engineering Journal*, *15*(2), 102417. https://doi.org/10.1016/j.asej.2023.102417

Calamas, D., & Baker, J. (2013). Performance of a biologically inspired heat exchanger with hierarchical bifurcating flow passages. *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*, *27*(1), 80–90. https://doi.org/10.2514/1.T3950

Dabrowski, P., Klugmann, M., & Mikielewicz, D. (2019). Channel blockage and flow maldistribution during unsteady flow in a model microchannel plate heat exchanger. *Journal of Applied Fluid Mechanics*, *12*(4), 1023–1035. https://doi.org/10.29252/jafm.12.04.29316

Dey, P., Hedau, G., & Saha, S. K. (2019). Experimental and numerical investigations of fluid flow and heat transfer in a bioinspired surface enriched microchannel. *International Journal of Thermal Sciences*, *135*, 44–60. https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2018.08.042

Foronda, E., Ramírez-Gil, F. J., Delgado-Mejía, Á., Ballesteros, L. M., Rudas, J. S., & Olmos-Villalba, L. C. (2023). Thermal enhancement of heat sinks with bio-inspired textured surfaces. *Thermal Science and Engineering Progress*, *46*. https://doi.org/10.1016/j.tsep.2023.102170

Hou, Y., Yu, M., Chen, X., Wang, Z., & Yao, S. (2015). Recurrent filmwise and dropwise condensation on a beetle mimetic surface. *ACS Nano*, *9*(1), 71–81. https://doi.org/10.1021/nn505716b

Huang, J., Li, L., Yang, J., Affane, H., & Zhang, Q. (2024). Experimental study on the bionic microchannel heat sink integrated with a piezoelectric pump. *Applied Thermal Engineering*, *240*. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2023.122282

Ki, S., Lee, J., Ryu, S., Bang, S., Kim, K., & Nam, Y. (2021). A bio-inspired, low pressure drop liquid cooling system for high-power IGBT modules for EV/HEV

applications. *International Journal of Thermal Sciences*, *161*. https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2020.106708

Li, P., Guo, D., & Huang, X. (2020). Heat transfer enhancement, entropy generation and temperature uniformity analyses of shark-skin bionic modified microchannel heat sink. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *146*. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2019.118846

Luo, Y., Liu, W., Wang, L., & Xie, W. (2016). Heat and mass transfer characteristics of leaf-vein-inspired microchannels with wall thickening patterns. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *101*, 1273–1282. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2016.05.120

Ma, C., Sun, Y., Wu, Y., Zhang, Q., Wang, Y., & Ding, G. (2023). A bio-inspired fractal microchannel heat sink with secondary modified structure and sub-total-sub fluid transmission mode for high heat flux and energy-saving heat dissipation. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *202*. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2022.123717

Manay, E., & Sahin, B. (2016). The effect of microchannel height on performance of nanofluids. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *95*, 307–320. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2015.12.015

Ohadi, M., Choo, K., Dessiatoun, S., & Cetegen, E. (2013). Next Generation Microchannel Heat Exchangers. In *SpringerBriefs in Applied Sciences and Technology* (Issue 9781461407782, pp. 1–111). Springer Verlag. https://doi.org/10.1007/978-1-4614-0779-9

Ponitz, B., Schmitz, A., Fischer, D., Bleckmann, H., & Brücker, C. (2014). Diving-flight aerodynamics of a peregrine falcon (Falco peregrinus). *PLoS ONE*, *9*(2). https://doi.org/10.1371/journal.pone.0086506

Selim, O., Gowree, E. R., Lagemann, C., Talboys, E., Jagadeesh, C., & Bruecker, C. (2020). *The Peregrine Falcon's Dive: On the Pull-Out Maneuver and Flight Control Through Wing-Morphing*. http://arxiv.org/abs/2008.03948

Song, X. wen, Lin, P. zhe, Liu, R., & Zhou, P. (2017). Skin friction reduction characteristics of variable ovoid non-smooth surfaces. *Journal of Zhejiang University: Science A*, *18*(1), 59–66. https://doi.org/10.1631/jzus.A1500324

Xu, S., Li, Y., Hu, X., & Yang, L. (2016). Characteristics of heat transfer and fluid flow in a fractal multilayer silicon microchannel. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, *71*, 86–95. https://doi.org/10.1016/j.icheatmasstransfer.2015.12.024

Yan, G. Q., Tian, P., Mo, J. S., Xie, H., & Wei, H. L. (2020). Low-velocity resistance distortion and bionic drag reduction for ship-type paddy field machinery. *International Journal of Agricultural and Biological Engineering*, *13*(2), 7–14. https://doi.org/10.25165/j.ijabe.20201302.5417

ÇOKLU ÇARPAN JETLER İLE SOĞUTULAN HAREKETLİ BİR YÜZEY İÇİN ÇIKIŞ KONFİGÜRASYONU VE YÜZEY HIZININ AKIŞ VE ISI TRANSFERİNE ETKİSİ

Melisa ALBAYRAK*, Buğra SARPER*
*Tarsus Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü,
33400 Tarsus, MERSİN, melisa_albayrak@tarsus.edu.tr , bugrasarper@tarsus.edu.tr

Özet: Bu çalışmada, hareketli hedef yüzeye çarpan bir sıra çoklu jet dizisi için farklı kanal çıkış konfigürasyonları ve hedef yüzey-jet hız oranının (V_r) hedef yüzeyden taşınım ile gerçekleşen ısı transferine ve akış dinamiklerine etkisi sayısal olarak incelenmiştir. Çalışmada, jet Reynolds sayısı (Re_j=1500), jetler arası mesafe (s=25 mm), jet çapı (D_j=5 mm) ve kanal yüksekliği-jet çapı oranı (H/D_j=5) sabit tutulmuştur. Yapılan çalışma, ANSYS fluent 2021 R2 yazılımı kullanılarak hedef yüzey-jet hız oranının beş farklı değeri (V_r=0, 0.5, 1, 1.5 ve 2) için farklı kanal çıkış yönleri ele alınarak gerçekleştirilmiştir. Sayısal çalışmalarda farklı kanal çıkış yönleri için oluşan çapraz akış yönelimleri ve ikincil akış hücrelerinin kanal içerisindeki akış dinamiği ile yerel ve ortalama Nusselt sayısı değişimine olan etkilerine odaklanılmıştır. Çalışma sonucunda, taşınımla ısı transferinin çift çıkışlı konfigürasyonda tek çıkışa kıyasla tüm hız oranları için daha yüksek olduğu belirlenmiş olup her iki konfigürasyonda da V_r=1 sonrasında ortalama Nusselt sayısının önemli bir artış sergilediği ortaya konmuştur.
Anahtar Kelimler: Taşınım, Çarpan jet, Hız oranı, Nusselt sayısı, Sayısal .

EFFECT OF OUTLET CONFIGURATION AND SURFACE VELOCITY ON FLOW AND HEAT TRANSFER FOR A MOVING SURFACE COOLED BY MULTIPLE IMPINGING JETS

Abstract: This study numerically examines the impact of various duct outlet configurations and the target surface-to-jet velocity ratios (V_r) on convective heat transfer and flow dynamics from the target surface cooled by a series of multiple jets impinging on the surface of a moving plate. In the study, jet Reynolds number (Re=1500), jet-to-jet spacing (s=25 mm), jet diameter (D_j=5 mm) and duct height-to-jet diameter ratio (H/D_j=5) are kept constant. The research is conducted with ANSYS Fluent 2021 R2 software for five distinct values of the target surface-to-jet velocity ratios (V_r=0, 0.5, 1, 1.5 and 2) for different duct outlet orientations. Computational investigations examine the impact of cross flow directions and secondary cells on flow dynamics as well as local and average Nusselt numbers for various duct outlet configurations. As a consequence of the study, it was found that convection heat transfer is higher for all velocity ratios in the double outlet configuration compared to the single outlet, and the average Nusselt number exhibits a significant increase after V_r=1 in both configurations.
Keywords: Convection, Impinging jet, Velocity ratio, Nusselt number, Numerical.

GİRİŞ

Yüzeylerin ısıtma ve soğutma performanslarını artırmaya yönelik olarak günümüzde farklı yöntemler geliştirilmekte ve uygulama alanlarına göre bu yöntemler çeşitlilik göstemektedir. Bu yöntemler arasında, özellikle yüksek ısı transferine ihtiyaç duyulan soğutma uygulamalarında, çarpan hava jetleri son yıllarda daha fazla tercih edilmektedir (Penumadu ve Rao, 2017). Çarpan hava jetleri özellikle çarpma bölgesinde çok ince bir sınır tabaka meydana getirmeleri ve yerel olarak yüksek ısı transferi potansiyelleri sebebiyle ısıtma ve soğutma uygulamalarının yanı sıra pişirme, kurutma, temperleme, tavlama ve nem alma uygulamalarında oldukça etkin bir ısıl kontrol yöntemi olarak ön plana çıkmaktadır (Zuckerman ve Lior, 2006; Barbosa vd., 2023; Altay vd., 2023; Romanov vd., 2023, Shah vd., 2024). Bunun yanı sıra, özellikle mikroelektronik sistemlerde ve entegre devrelerde ısınma problemlerinin önüne geçilmesinde önemli rol oynamakta; optik yüzeylerde oluşan buğulanmanın giderilmesi amacıyla kullanılan ısıtma işlemlerinde de kullanılmaktadır. Ayrıca, gaz türbinlerinde türbin kanatlarının soğutulması ve havacılık ile otomotiv gibi sektörlerde kullanılan, yüksek hassasiyet ve dayanım gerektiren kritik ekipmanların soğutulmasında da yaygın bir kullanım alanına sahiptir (Zuckerman ve Lior, 2006).

Bir dizi jet ile gerçekleştirilen uygulamalarda, jetler ile jetin hedef yüzeye çarpmasıyla ortaya çıkan ikincil akışlar

arasındaki etkileşim akışı karmaşık hale getirir (Shah vd., 2024). Dahası, jet akışlarının yüzeye çarpmasının ardından ortaya çıkan çapraz akış, jet akışları ile etkileşime girerek jetin etkinliğini yitirmesine sebep olur. Bu durum, jetlerin hedef yüzeye dik olarak çarptığı senaryoya kıyasla ısı transferinde zayıflamaya yol açar (Florschuetz ve Su, 1987; Yang vd., 2022). Dolayısıyla, halen çok sayıda araştırmacı çoklu çarpan jetlerin arasındaki etkileşimi ve bu etkileşimlerin akış dinamikleri ve taşınımla ısı transferi üzerine etkilerini incelemeye devam etmektedir. Kercher ve Tabakoff (1970), sıralı çarpan jetlerde hedef yüzeyin ortalama ısı transferi karakteristiklerini deneysel olarak araştırırken akış debisi, jet çapı, jetler arası açıklık ve hedef yüzey-jet mesafesinin etkilerine odaklanmışlardır. Florschuetz vd. (1980), ise türbin kanatlarının çarpan hava jetleri ile soğutulmasına odaklanmışlar ve sıralı-şaşırtmalı jet dizilimlerinin etkilerini deneysel olarak incelemişlerdir. Bir başka çalışmalarında Florschuetz vd. (1981), bir dizi çarpan jet ile soğutulan yüzeyde ısı transfer hızlarını belirlemek amacıyla geometrik parametreleri, sıralı jetler arasındaki etkileşimi ve çapraz akış ile jet akışı arasındaki etkileşimi dikkate alarak korelasyonlar geliştirmişlerdir. Huber ve Viskanta (1994), jet-hedef yüzey mesafesi ve jetler arasındaki açıklığa ait konfigürasyonlar ve jet nozulları arasındaki çıkışların ısı transferine etkilerini değerlendirmişlerdir. Gerçekleştirilen bu çalışma, daha düşük jet-hedef yüzey mesafesinin daha homojen ısı transferi ortaya çıkardığını ve jet nozulları arasındaki çıkışların optimum jet-hedef yüzey mesafesinin belirlenmesinde önemli bir parametre olduğunu ortaya koymuşlardır. Ekkad ve Kontrovitz (2002), sıvı kristal yöntemi ile hedef yüzey üzerindeki çukurların derinlik ve konum parametrelerine ek olarak sıralı ve şaşırtmalı jet dizilimlerinin ısı transferine etkilerini deneysel olarak araştırmış ve kullanılan çukurların ısı transferini zayıflattığını belirlemişlerdir. Kanokjaruvijit ve Martines-Botas (2005), bir hedef yüzeyin soğutma sürecinde jet-hedef yüzey mesafesi, hedef yüzeydeki çukurların geometrik özellikleri ve çapraz akış tasarımının (minimum, orta düzey ve maksimum) etkilerini incelemişlerdir. Çalışmada, çapraz akış tasarımları farkı çıkış konfigürasyonlarını içermektedir. Benzer bir çalışma Miao vd. (2009), tarfından gerçekleştirilirken çapraz akış tasarımının ısı transferine etkileri üzerinde durulmuştur. Çalışma sonucunda ise farklı çıkış konfigürasyonlarının akış yapısını önemli ölçüde etkilediği ve iki yönlü çıkış konfigürasyonunun çapraz akışın ısı transferi üzerindeki etkisini azalttığı, daha düşük basınç düşümü ve daha yüksek ısı transferi elde edildiği belirlenmiştir. Çalışkan ve Başkaya (2012), hedef yüzey üzerindeki V-formuna sahip kanatçıkların konum, yükseklik ve şekli gibi geometrik parametrelerin yanında farklı çapraz akış yönelimlerinin taşınımla ısı transferine etkileri üzerinde durmuşlardır. Terzis vd. (2015), akış doğrultusunda jet çapındaki %10'luk değişimin çapraz akış gelişimi ve ısı transferine etkilerini araştırmak için deneysel bir çalışma gerçekleştirmişler ve akış doğrultusunda azalan jet çapının çapraz akış gelişimini desteklediğini ortaya koymuşlardır. Penumadu ve Rao (2017), düşük jet Reynolds sayılarında bir dizi jet ile soğutulan hedef plakadan taşınımla ısı transferini RANS ve LES metodları aracılığıyla sayısal olarak incelemişlerdir. Ji vd. (2017), ısı transferini maksimize etmek amacıyla farklı jet çapı konfigürasyonlarının sonuçlarını analiz etmişlerdir. Çalışmada beş farklı konfigürasyon ele alınmış olup sırasıyla değişmeyen jet çapı, akış yönünde azalan çap, akış yönünde artan çap, azalan-artan ve artan-azalan jet çapı tasarımları incelenmiştir. Araştırmacılar çalışma sonucunda artan-azalan çap konfigürasyonunun daha homojen ısı transferi sağladığını ve soğutma performansını artırdığını belirlemişlerdir. He vd. (2022), çoklu çarpan jetler ile soğutmada akış doğrultusunda artan çapraz akış momentumunun etkisini azaltmak amacıyla yeni hedef yüzey konfigürasyonları önermişlerdir. Araştırmacılar bu doğrultuda yarı oluklu ve tam oluklu hedef yüzey konfigürasyonlarının etkilerini değerlendirmişler ve tam oluklu yüzeyin ısı transferinde önemli bir iyileşme sağladığını ancak yarı oluklu yüzeye göre basınç düşümünde de önemli bir artış meydana geldiğini belirlemişlerdir.

Literatürde hareketsiz hedef yüzeylerin çoklu çarpan jetler ile soğutulmasına yönelik çok sayıda çalışma olmasına rağmen hareketli yüzeyler üzerine gerçekleştirilen çalışmalar daha sınırlıdır. Senter ve Solliec (2007) dört farklı hız oranında (V_r=0, 0.25, 0.5 ve 1) hareketli bir yüzeyin slot jet ile soğutulmasını farklı nozul genişlikleri için PIV yöntemiyle deneysel olarak analiz etmişler ve yüksek V_r oranlarında akış alanının V_r'den önemli ölçüde etkilendiğini belirlemişlerdir. Aldabbagh ve Mohamad (2009), Reynolds sayısının 100 ile 400 aralığında laminer akış için ısıtılmış hareketli bir yüzeyin bir dizi çarpan jet ile soğutulmasını sayısal olarak incelemişlerdir. Araştırmacılar V_r'nin 0.25 ile 1 değerleri arasında çalışmışlar ve mevcut çalışma koşullarında hız oranının ısı transferi üzerindeki etkisinin oldukça zayıf olduğunu belirlemişlerdir. Aghahani vd. (2014), $0 \leq V_r \leq 6$ ve $3000 \leq Re \leq 63000$ aralığında gerçekleştirdikleri çalışmalarında her bir Reynolds değeri için V_r=1.25 değerine kadar ısı transferinin azaldığını V_r=1.25'te minimum değere ulaştığını ve sonrasında da artış sergilediğini belirlemişlerdir. Kadiyala ve Chattopadhyay (2017), sayısal olarak gerçekleştirdikleri çalışmalarında Reynolds sayısının 300 ile 3000 ve hız oranının 0 ile 6 aralığında bir dizi jet ile soğutulan hareketli hedef yüzeyden ısı transferini analiz etmişlerdir. Bu çalışmada da Aghahani vd. (2014)'nin sonuçlarına benzer şekilde hız oranının belli bir değerine kadar ısı transferinin azaldığı, sonrasında tekrar artış trendi sergilediği belirlenmiştir. Ayrıca en yüksek ısı transferinin V_r=6'da elde edildiği ve Q-kriterinin laminerden türbülansa geçişi tahmin etmede yardımcı olduğunu belirlemişlerdir. Shah vd., 2024 3x9 jet dizisi ile hareketli bir hedef yüzeyin soğutulmasını sayısal olarak incelemişlerdir. Çalışmada jet Reynolds sayısı 8000 ile 24000 arasında değişirken hız oranı ise 0 ile 2 arasında değişmekte olup hız oranının 0.4'ten küçük değerleri için yüzey sürtünme faktörü ve ortalama Nusselt sayısının hız oranından fazla etkilenmediği belirlenmiştir.

Literatür incelendiğinde, hareketli hedef yüzeyler üzerine gerçekleştirilen çalışmaların genel olarak jet Reynolds sayısı ve hız oranının akış ve ısı transferine etkileri üzerine odaklandığı görülmektedir. Ancak, çoklu çarpan jetler ile ısı transferinde çapraz akış gelişimi yerel ve ortalama ısı transfer karakteristiklerini önemli ölçüde etkilerken bu durum hareketli hedef yüzeyler için daha da önem kazanmaktadır. Dolayısıyla, bu çalışmada farklı hedef yüzey-jet hız oranlarında farklı çıkış konfigürasyonlarının akış ve ısı transferi karakteristiklerine etkilerine odaklanılmıştır.

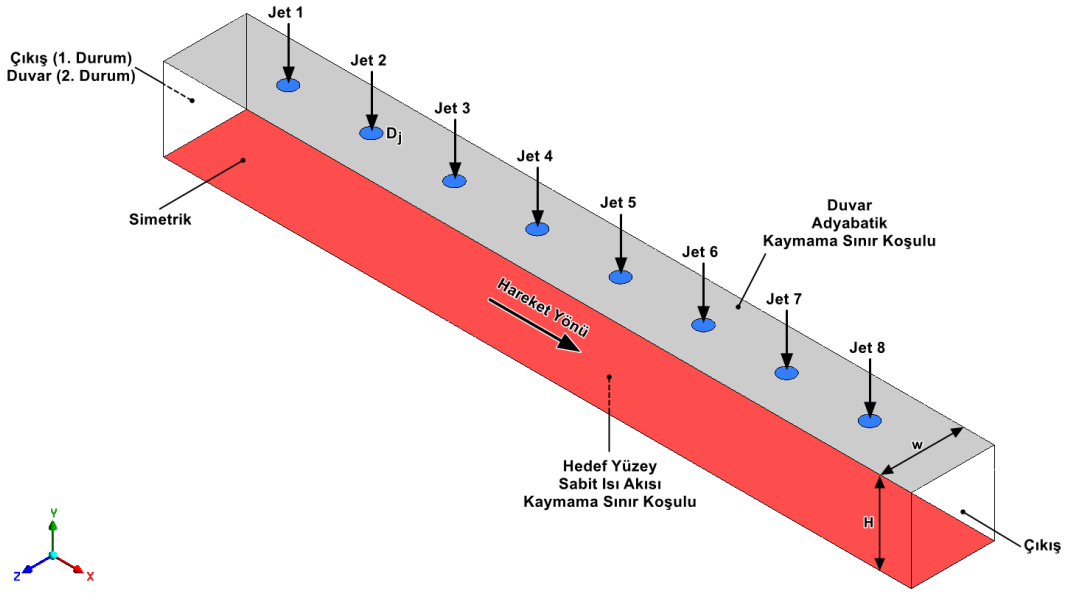
SAYISAL ÇALIŞMA

Bu çalışmada farklı kanal çıkış konfigürasyonları ve hedef yüzey-jet hız oranları için gerçekleştirilen simülasyonlar ANSYS Fluent 2021 R2 yazılımı kullanılarak gerçekleştirilmiştir.

Problemin Tanımı ve Sınır Koşulları

Ele alınan problemin şematik gösterimi ve sınır koşulları Şekil 1'de sunulmaktadır. Akış bölgesi sekiz jet girişi ve çıkış yönlerine bağlı olarak bir ya da iki adet çıkışa sahiptir. Jet girişlerinin çapları (D_j) 5 mm, ilk ve son jetler ile sırasıyla sol ve sağ düşey yüzeyler arasındaki mesafe 25 mm'dir. Jet girişleri z yönünde üst yüzeyin merkezinde konumlandırılmıştır. Jetler arasındaki mesafeler birbirlerine eşit ve (s) 25 mm olup akış bölgesinin derinliği (w) 25 mm olarak alınmıştır. Çalışma tek bir kanal yüksekliği-jet çapı oranı (H/D_j) için gerçekleştirilmiş olup bu oran 5 olarak alınmıştır. Akış bölgesinin toplam uzunluğu ise 225 mm'dir.

Şekil 1'de verildiği üzere bu çalışma kapsamında iki farklı konfigürasyon ele alınmaktadır. İlk konfigürasyonda akış bölgesinin sol ve sağ yüzeyleri basınç çıkışı (pressure outlet) sınır koşuluna sahipken; ikinci konfigüarsyonda akış bölgesinin sağ yüzeyi basınç çıkışı (pressure outlet) sınır koşuluna sahipken sol yüzey ise duvar olarak değerlendirilmiştir. Her iki konfigürasyonda da diğer sınır koşulları aynıdır. Akış bölgesinin üst yüzeyi duvar olarak belirlenmiş olup ısıl olarak adyabatik sınır koşuluna sahipken hidrodinamik olarak kaymama sınır koşulu kullanılmıştır. Akış bölgesinin ön ve arka yüzeyleri simetri sınır koşuluna sahiptir. Hedef yüzey ise ısıl olarak sabit ısı akısı sınır koşuluna sahipken yüzeye 10 kW/m^2'lik ısı akısı uygulanmaktadır. Hedef plaka +x yönünde hareket etmekte olup hidrodinamik olarak kaymama sınır koşuluna sahiptir. Akış bölgesinde sekiz adet jet girişi bulunmakta olup bu bölgelerde giriş hızları ve hava sıcaklıkları birbirlerine eşittir. Jet girişlerinde hava sıcaklığı 300 K olarak alınmış olup jet Reynolds sayısı (Re_j) ise 1500 olarak belirlenmiştir. Bununla birlikte, çalışmada beş farklı hedef yüzey-jet hız oranında (V_r=0, 0.5, 1, 1.5 ve 2) çalışılmıştır.



Şekil 1. Problemin şematik gösterimi ve farklı çıkış konfigürasyonları için kullanılan sınır koşulları

Matematiksel Model ve Korunum Denklemleri

Çalışma ticari bir hesaplamalı akışkanlar dinamiği yazılımı olan ANSYS Fluent 2021 R2 kullanılarak gerçekleştirilmiş olup çıkış konfigürasyonları ve hedef yüzey-jet hız oranının yerel ve ortalama ve ısı transferi karakteristikleri ve akış dinamiklerine olan etkileri değerlendirilmiştir.

Sayısal analizler sürekli rejimde ve üç boyutlu şekilde gerçekleştirilirken havanın termofiziksel özelliklerinin sıcaklıkla değişmediği varsayılmıştır. Momentum, enerji ve türbülans denklemleri ikinci mertebeden yukarı yönlü fark şeması ile ayrıklaştırılırken basınç ve hız çiftinin birbirlerine bağlanmasında SIMPLE algoritması kullanılmıştır. Türbülanslı akış ve ısı transferinin modellenmesinde düşük Reynolds sayılı SST $k-\omega$ türbülans modeli tercih edilmiştir (Menter, 1994; Menter vd., 2003).

Türbülanslı akış ve ısı transferi süreçlerini modellemek amacıyla kullanılan Reynolds ortalamalı Navier-Stokes (RANS) denklemleri ve enerji denklemi en genel halde aşağıda verilmiştir:

$$\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i) = 0 \tag{1}$$

$$\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\rho u_i x_j\right) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\mu\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} - \frac{2}{3}\delta_{ij}\right)\right] + \frac{\partial}{\partial x_j}\left(-\overline{u_i' u_j'}\right) \tag{2}$$

$$\frac{\partial}{\partial x_i}[u_i(\rho E + p)] = \frac{\partial}{\partial x_j}\left[k_{eff}\frac{\partial T}{\partial x_j}\right] + S_h \tag{3}$$

Yukarıda sunulan denklemlerde; ortalama hız, basınç ve sıcakık bileşenleri sırasıyla u_i, p ve T ile temsil edilir. Akışkanın yoğunluğu ve dinamik viskozitesi sırasıyla ρ ve μ ile ifade edilir. Reynolds gerilmeleri $-\overline{u_i' u_j'}$, toplam enerji E, efektif ısıl iletkenlik k_{eff} ve kaynak terim S_h ile sembolize edilir.

Türbülans kinetik enerjisi (k) ve spesifik yayılım oranı (ω), SST $k-\omega$ türbülans model denklemleri kullanılarak hesaplanır:

$$\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left(\Gamma_k \frac{\partial k}{\partial x_j}\right) + G_k - Y_k + S_k \tag{4}$$

$$\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \omega u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left(\Gamma_\omega \frac{\partial \omega}{\partial x_j}\right) + G_\omega - Y_\omega + D_\omega + S_\omega \tag{5}$$

Yukarıda, G_k ve G_ω sırasıyla türbülans kinetik enerjisi (k) ve spesifik yayılım oranı (ω) üretimini ortalama hız gradyenleri ile ilişkili olarak ifade etmektedir. Y_k ve Y_ω terimleri, k ve ω'nın türbülansla ilişkili yayılımını ifade etmektedir. S_k ve S_ω ise kullanıcı tanımlı kaynak terimleri göstermektedir (ANSYS Inc., 2021).

İncelenen Parametreler

Bu çalışmanın temel amacı hedef yüzey-jet hız oranı ve çıkış konfigürasyonlarının ısı transferi karakteristikleri ve akış üzerindeki etkilerini incelemektir. Çalışma jet Reynolds sayısının 1500 değerinde gerçekleştirilmiştir.

Jet Reynolds sayısı aşağıdaki şekilde tanımlanır:

$$Re_j = \frac{\rho V_j D_j}{\mu} \tag{6}$$

burada V_j ve D_j sırasıyla jet girişinde hava hızını ve jet çapını temsil etmektedir.

Çalışma farklı hedef yüzey-jet hız oranlarında gerçekleştirilmiş olup hedef yüzey-jet hız oranı aşağıdaki şekilde tanımlanır:

$$V_r = \frac{V_s}{V_j} \tag{7}$$

burada V_s hedef yüzeyin hızını belirtmektedir.

Hedef yüzey üzerinde yerel ısı taşınım katsayısı aşağıdaki eşitlik yardımıyla hesaplanır:

$$h = \frac{q_{taş}}{T_s - T_j} \tag{8}$$

burada $q_{taş}$ yüzey ısı akısını temsil ederken T_s ve T_j sırasıyla yüzey sıcaklığı ve jet girişlerinde havanın sıcaklığını temsil etmektedir.

Hedef yüzey üzerinde yerel ve ortalama Nusselt sayıları ise aşağıdaki eşitlikler yardımıyla hesaplanır:

$$Nu = \frac{hD_j}{k} \tag{9}$$

$$Nu_{ort} = \frac{\bar{h}D_j}{k} \tag{10}$$

burada $\bar{h}$ ortalama ısı taşınım katsayısını, k akışkanın ısıl iletkenliğini belirtmektedir.

Ağ Yapısı ve Doğrulama Çalışması

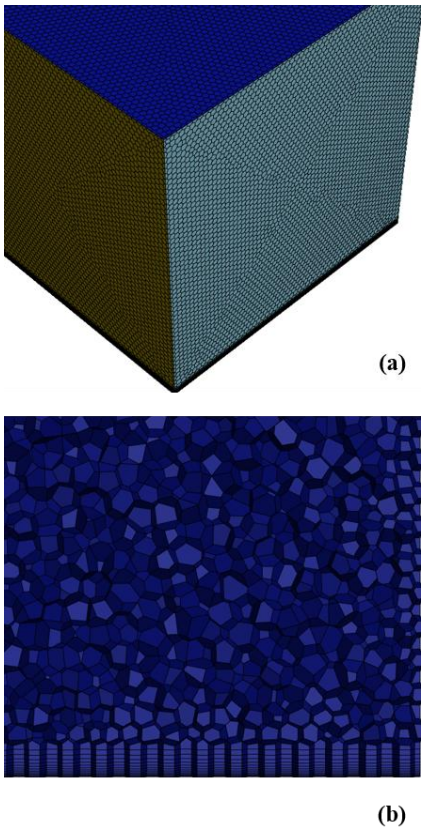
Sayısal hesaplamalarda çokyüzlü (polyhedral) ağ yapısı tercih edilmiştir. Bununla birlikte hedef yüzey üzerinde 12 sıra sınır tabaka ağ yapısı bulunmaktadır ($y^+ \approx 1$). Nihai hesaplamalardan önce ağ bağımsızlık çalışması yürütülmüş ve dört farklı ağ sıklığı için hedef yüzey üzerinde hesaplanan Nu_{ort} değerleri karşılaştırılmış ve ardışık hücre sayıları için bağıl hata değerleri hesaplanmıştır. Yüzde bağıl hata değerleri aşağıdaki eşitlik yardımıyla hesaplanmıştır:

$$R(\%) = \left|\frac{Nu_{ort,i} - Nu_{ort,i+1}}{Nu_{ort,i}}\right| \times 100 \tag{11}$$

Ağ bağımsızlık çalışmasına ait sonuçlar Tablo 1'de sunulmuş olup nihai hesaplamalara 1417251 hücre içeren ağ yapısı ile devam edilmiştir. Nihai hesaplamalarda kullanılan ağ yapısı Şekil 2'de sunulmuştur.

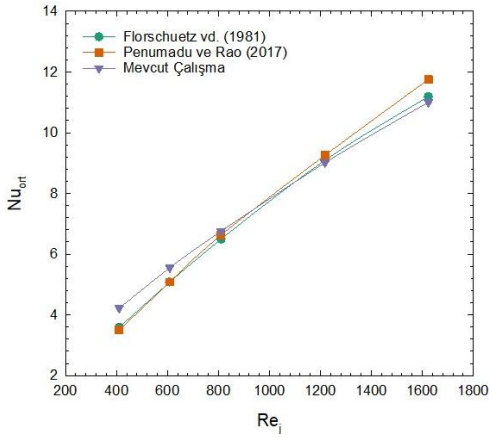
Tablo 1. Ağ bağımsızlık çalışmasına ait sonuçlar

Hücre Sayısı	**Nu_{ort}**	**R**(%)
239813	12.037	-
690322	12.468	3.584
1417251	12.609	1.129
2398308	12.641	0.256



Şekil 2. Hesaplamalarda kullanılan hücre yapısı: (a) sınırlarda, (b) akış bölgesinin içerisinde

Nihai ağ sıklığının belirlenmesinin ardından hesaplama prosedürünün test edilmesi amacıyla literatürdeki çalışmalarla mevcut hesaplama prosedürünün sonuçları karşılaştırılmıştır. Bu doğrultuda mevcut çalışma ilk olarak, hareketsiz bir hedef yüzeyin bir dizi jet ile soğutulduğu Penumadu ve Rao (2017) tarafından gerçekleştirilen sayısal çalışma ve Florschuetz vd. (1981) tarafından geliştirilen korelasyon sonuçları ile karşılaştırılmış ve Şekil 3'te sunulan sonuçların birbirleri ile uyum içerisinde olduğu değerlendirilmiştir.



Şekil 3. Hareketsiz hedef yüzey üzerinde hesaplanan Nu_{ort} değerlerinin literatür ile karşılaştırılması

Sonrasında ise mevcut çalışma hareketli hedef yüzey için farklı V_r oranlarında Kadiyala ve Chattopadhyay (2017) tarafından gerçekleştirilen sayısal çalışma ile karşılaştırılarak sonuçlar arasındaki farkın oldukça az olduğu belirlenmiştir.

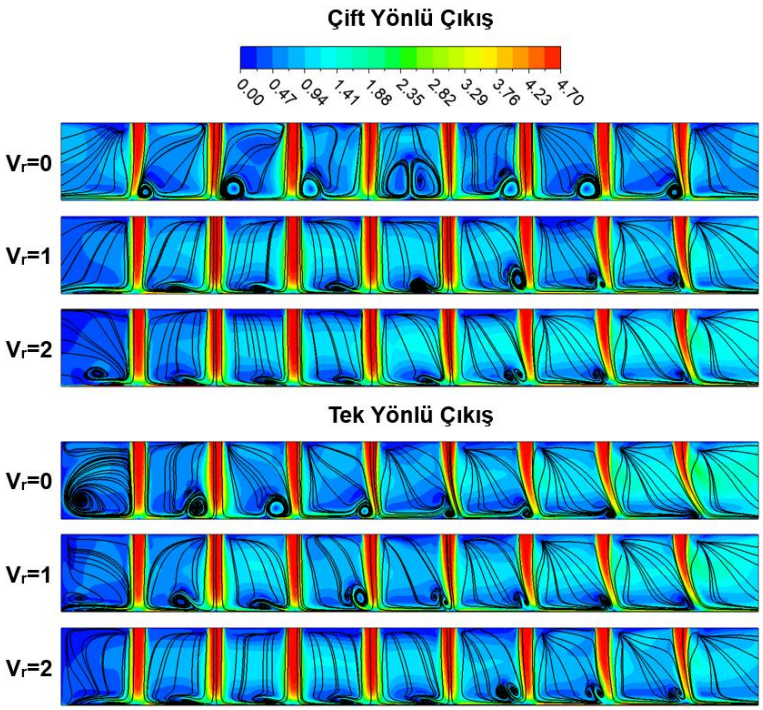
Tablo 2. Farklı V_r değerleri için hedef yüzey üzerinde hesaplanan Nu_{ort} değerlerinin literatür ile karşılaştırılması

V_r	Kadiyala ve Chattopadhyay (2017)	Mevcut Çalışma	R(%)
0	16.627	16.172	2.736
1	16.077	15.222	5.318
2	15.264	15.934	4.386

SONUÇLAR VE TARTIŞMA

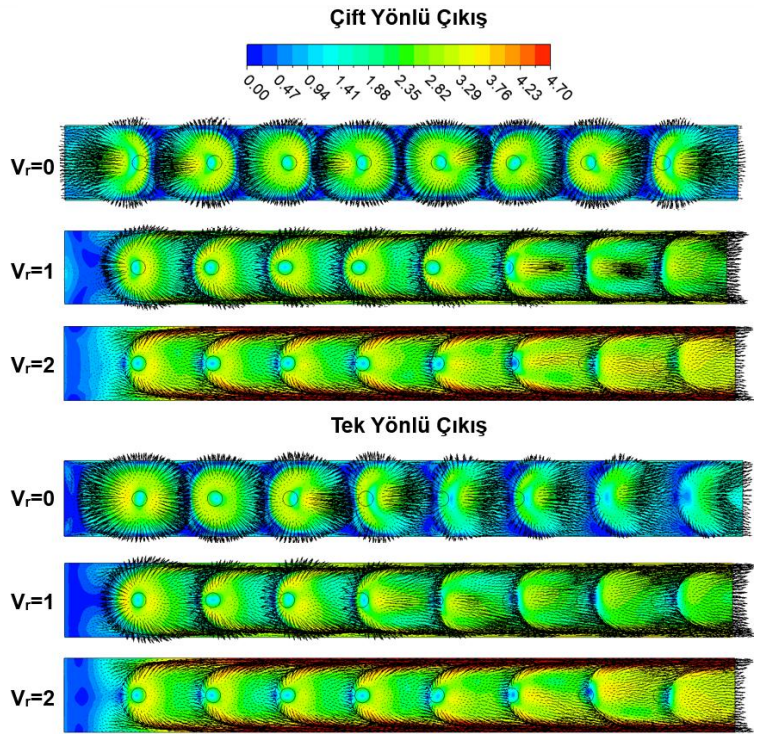
Bu çalışmada bir dizi sıralı jet ile soğutulan hedef yüzey için akış dinamikleri ve ısı transferi karakteristikleri, hedef yüzey-jet hız oranının 5 farklı değeri (V_r=0, 0.5, 1, 1.5 ve 2) ve iki farklı çıkış konfigürasyonu için jet Reynolds sayısının 1500 değerinde sayısal olarak incelenmiştir.

Şekil 4'te farklı V_r değerleri ve çıkış konfigürasyonlarında kanal merkezinde (xy düzleminde) üst üste bindirilmiş hız konturları ve akım çizgileri sunulmuştur. Çift yönlü çıkış konfigürasyonunda V_r=0 değerinde kanal merkezindeki jetlerin sağ ve sol yanlarındaki jetler ile sınırlanmalarından dolayı jet yüzeye dik olarak çarpmakta ve herhangi bir sapma meydana gelmemekte ya da oldukça sınırlı bir sapma ortaya çıkmaktadır. Merkezde bulunan dört ve beş numaralı jetlerin arasındaki bölgede hedef yüzeye çarptıktan sonra ortaya çıkan ve birbirlerine zıt yönde dönen ikincil akış hücreleri görülmektedir. Bununla birlikte, simetrik olarak +x ve –x yönlerinde gelişen çapraz akış jetlerin hemen önünde ortaya çıkan ikincil akış hücrelerinin çıkışlara doğru giderek küçülmesine ve jet akışının sapmasına sebep olur. V_r'nin artışı ise bu durumu belirginleştirir. Ayrıca, V_r'deki artış +x yönünde jet sapmasını belirginleştirirken -x yönünde ise sapma miktarını azaltır. Tek yönlü çıkış konfigürasyonunda ise V_r=0 iken ilk jet ile sol düşey yüzey arasında kuvvetli bir ikincil akış meydana gelirken ikincil akış hücreleri akış doğrultusunda giderek küçülmektedir. Bu durum, yukarıda belirtildiği gibi çapraz akışın momentumunun giderek jet akışına baskın gelmesinden kaynaklanmaktadır. V_r=1 ve V_r=2'de ilk jetle sol düşey yüzey arasındaki ikincil akış hücresi zayıflamaktadır. V_r'deki artışın, çift yönlü çıkış konfigürasyonuna benzer şekilde ikincil akış hücrelerini zayıflattığı, ancak çift yönlü çıkış konfigürasyonundan farklı olarak özellikle V_r=2'de altı, yedi ve sekiz numaralı jetlerin yüzeye daha dik bir açıyla çarptığı görülmektedir.



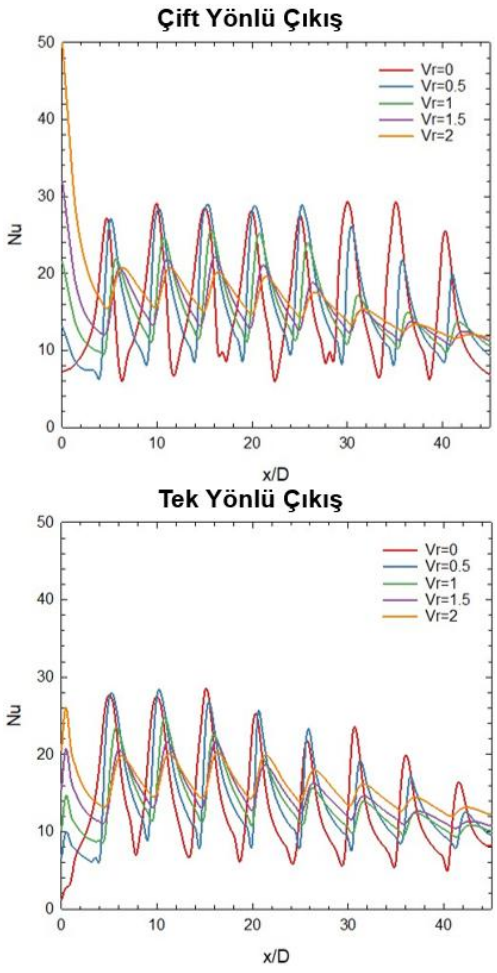
Şekil 4. Kanal merkezinde tek ve çift çıkış konfigürasyonlarında farklı V_r değerleri üst üste bindirilmiş hız konturları ve akım çizgileri (Re_j=1500)

Şekil 5'te farklı V_r değerleri ve çıkış konfigürasyonları için H/D_j=0.05'te (xz düzleminde) yatay eksendeki üst üste bindirilmiş hız konturları ve hız vektörleri sunulmuştur. Burada jetlerin yüzeye çarptıktan hemen sonra ortaya çıkan akış üzerinde durulmuştur. Bilindiği gibi hava hedef yüzeye çarptıktan sonra basıncın daha düşük olduğu bölgelere doğru yönelmektedir. Bu durum, çift yönlü çıkış konfigürasyonunda merkezdeki jetler hedef yüzeye çarptıktan sonra akışın tüm yönlerde hemen hemen simetrik şekilde gerçekleşmesine sebep olmaktadır. Bununla birlikte çıkışlara doğru simetrik yapı kırılmakta, jet akışları çıkışa doğru sapmakta ve çıkışa doğru yönelen daha kuvvetli bir akış meydana gelmektedir. V_r'deki artışla birlikte, akış +x yönündeki çıkışa doğru yönelmekte ve jetlerin çevresinde at nalı girdapları oluşmaktadır. Oluşan at nalı girdapları V_r'deki artışla daha belirgin hale gelmektedir. Aynı zamanda V_r'nin artışı simetrik yüzeylere komşu bölgelerde yüksek hızlar ortaya çıkarmaktadır. Tek yönlü çıkış konfigürasyonunda ise V_r=0'da, çıkışa doğru meydana gelen jet sapmasına bağlı olarak simetrik akış yapısı ikinci jetten sonra kırılmaktadır. Jetlerin çevresinde ortaya çıkan at nalı girdapları ise çift yönlü çıkış konfigürasyonuyla karşılaştırıldığında bu konfigürasyonda V_r=0'da daha belirgindir. V_r=1 ve V_r=2'de ise akış doğrultusunda at nalı girdapları daha belirgin hale gelmekte, simetrik yüzeylerin komşuluğunda hız değerleri artmakta ve simetrik akım yapısı giderek ortadan kalkmaktadır.



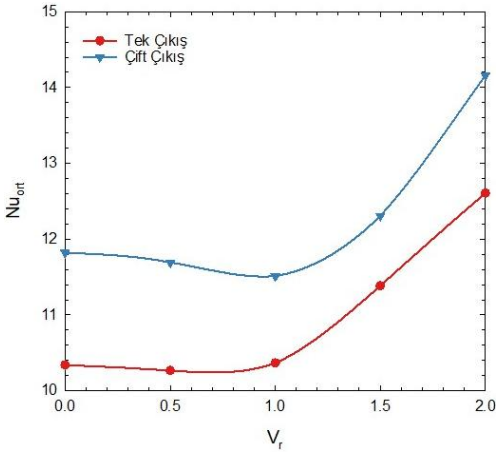
Şekil 5. H/D_j=0.05'te tek ve çift çıkış konfigürasyonlarında farklı V_r değerleri için üst üste bindirilmiş hız konturları ve hız vektörleri (Re_j=1500)

Şekil 6'da farklı V_r değerleri ve çıkış konfigürasyonları için hedef yüzey merkezinde elde edilen yerel Nusselt sayısı değerleri sunulmuştur. Yukarıda belirtildiği gibi V_r=0'da çift yönlü çıkış konfigürasyonunda akışın simetrik olarak her iki çıkıştan da kanalı terk etmesinden dolayı Nu dağılımı da simetriktir. Bu durumda jet sapmasının sınırlı olmasından dolayı çarpma bölgelerinde Nu değerleri maksimum düzeydedir. Jetlerin arasında kalan ve girdapların etkin olduğu bölgelerde ise Nu azalarak minimum değerlerine ulaşmaktadır. Şekilden açıkça görüldüğü gibi çift çıkışlı konfigürasyonda V_r'nin artışı x/D_j=0'da Nu değerlerinde önemli bir artış ortaya çıkarmaktadır. Bu durum, hedef yüzeyin hareket etmesi ile –x yönündeki çıkıştan akış bölgesine doğru ters akış meydana gelmesinden kaynaklanmaktadır. Shah vd. (2024) tarafından da belirtildiği gibi x/D=0'da basınç çıkışı (pressure outlet) sınır koşulunun kullanımıyla birlikte bu yüzeyde akışkan basıncı atmosfer basıncına eşit alınmış, sınırda oluşan ters akış 300 K sıcaklığındaki akışkanın akış bölgesine yönelmesine sebep olmuş ve hava ile yüzey arasındaki yüksek sıcaklık gradyenine bağlı olarak bu bölgede Nu değerleri oldukça yüksek çıkmıştır. Bununla birlikte her iki konfigürasyonda da V_r=0'da Nu'in minimum ve maksimum değerleri daha belirgin iken V_r'nin artışı ile bu durum sınırlandırmaktadır. Ayrıca V_r'nin artışı her iki konfigürasyonda da Nu'in maksimum olduğu noktayı +x yönünde ötelemektedir. Bu durum yukarıda belirtildiği gibi jet sapmasından kaynaklanmaktadır.



Şekil 6. Farklı çıkış konfigürasyonları ve V_r değerlerinde hedef yüzey merkezinde (x doğrultusunda) hesaplanan Nu değerleri

Şekil 7'de her iki çıkış konfigürasyonu için farklı V_r değerlerinde Nu_{ort} değişimi sunulmuştur. Yukarıda belirtildiği gibi, çift yönlü çıkış konfigürasyonunda akım yapısının daha simetrik olması ve özellikle V_r=0'da jetlerin yüzeye daha dik çarpması tek çıkışlı konfigürasyona göre daha yüksek Nu_{ort} değerleri elde edilmesine sebep olur. Ayrıca, bu durumun bir diğer sebebi de çift yönlü çıkış konfigürasyonunda x/D_j=0'da yerel ısı transferinin daha yüksek olmasıdır. Bununla birlikte tek çıkışlı konfigürasyonda akış doğrultusunda etkisini artıran çapraz akış momentumu jet sapmasını artırmakta olup bu durum ısı transferini de zayıflatmaktadır. V_r'nin taşınımla ısı transferine etkisi ele alındığında, çift çıkışlı konfigürsayonda V_r=1'e kadar Nu_{ort} değerlerinde az da olsa bir azalış trendi görülürken V_r=1 sonrasında ise hızlı bir artış trendi görülmektedir. Tek çıkışlı konfigürasyonda ise V_r=0.5 değerinden sonra Nu_{ort}'da az da olsa bir artış görülürken V_r=1 sonrasında artış trendi belirgin hale gelmektedir. Grafik incelendiğinde her iki çıkış konfigürasyonu için de V_r=1 sonrasında taşınımla ısı transferinde önemli bir iyileşme ortaya çıktığı görülmektedir ve hareketsiz hedef yüzeye kıyasla %19.8'e varan bir artış ortaya çıkmaktadır.Benzer sonuçlar Aghahani vd., (2014) ile Kadiyala ve Chattopadhyay (2017) tarafından da raporlanmıştır.



Şekil 7. Farklı çıkış konfigürasyonları ve V_r değerlerinde hedef yüzeyde hesaplanan Nu_{ort} değerleri

BULGULAR ve ÖNERİLER

Bu çalışmada Re_j=1500 değerinde, H/D_j=5 için farklı hedef yüzey-jet hız oranlarında (V_r=0, 0.5, 1, 1.5 ve 2) hareketli bir hedef yüzeyden olan taşınımla ısı transferi ve akış dinamikleri sayısal olarak incelenmiş olup çalışmaya ait önemli bulgular aşağıda sıralanmıştır:

- Çift çıkışlı konfigürasyonda, V_r=0 iken çapraz akış etkilerinin daha belirgin şekilde hissedildiği tek çıkışlı konfigürasyona kıyasla jetler hedef yüzeye daha dik bir şekilde çarpmaktadır.
- V_r'nin artışı çift çıkışlı konfigürasyonda +x yönünde jet sapmasını belirginleştirirken tek çıkışlı konfigürasyonda ise jet sapmasının etkisini zayıflatmaktadır.
- V_r'nin artışı her iki konfigürasyonda da yerel ısı transfer karakteristiklerini önemli ölçüde etkilemekte, jet sapmasına bağlı olarak Nu'in maksimum değerlerinin elde edildiği konumlar da değişmektedir.
- Çift çıkışlı konfigürasyonda jet sapmasının tek çıkışlı konfigürasyona kıyasla daha az olmasından dolayı Nu_{ort} değerleri daha yüksektir.
- Her iki konfigürasyonda da V_r=1 sonrasında taşınımla ısı transferinde %19.8'e varan önemli artış söz konusudur.

SEMBOLLER

D_j	Jet çapı [mm]
h	Isı taşınım katsayısı [W/m^{2}K]
H	Kanal yüksekliği [mm]
k	Isıl iletkenlik [W/mK]
Nu	Nusselt sayısı [hD_j/k]
Re	Reynolds sayısı [$V_j\rho D_j/\mu$]
T_j	Jet giriş sıcaklığı [K]
T_s	Yüzey sıcaklığı [K]
u_i	Hız bileşeni [m/s]
V_j	Jet hızı [m/s]
w	Kanal genişliği [mm]
μ	Dinamik viskozite [kg/ms]
ρ	Akışkan yoğunluğu [kg/m^3]

KAYNAKLAR

Aghahani, M., Eslami, G., and Hadidi, A., 2014, Heat Transfer in a Turbulent Jet Impinging on a Moving Plate Considering High Plate-to-Jet Velocity Ratios, *Journal of Mechanical Science and Technology*, 28, 4509-4516.

Aldabbagh, L. B. Y., Mohamad, A. A., 2009, A Three-Dimensional Numerical Simulation of Impinging Jet Arrays on a Moving Plate, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 52, 4894-4900.

Altay, Ö., Selçuk, E., Abacı, Ö., Erdem, F., Dirim, S. N., Şentürk, U., and Kaymak-Ertekin, F., 2023, Recent Progress in Food Processing Applications of Air Impingement Technology: A Review, *Comprehensive Reviews in Food Science and Food Safety*, 22, 3084-3104.

ANSYS Inc., 2021, ANSYS Fluent, Release 21 R2, Theory Guide.

Barbosa, F. V., Teixeira, S., and Teixeira, J. C. F., 2023, Convection from Multiple Air Jet Impingement-A Review, *Applied Thermal Engineering*, 218, 119307.

Çalışkan, S., and Başkaya, Ş., 2012, Experimental Investigation of Impinging Jet Array Heat Transfer from a Surface with V-Shaped and Convergent-Divergent Ribs, *International Journal of Thermal Sciences*, 59, 234-246.

Ekkad, S. V., and Kontrovitz, D., 2002, Jet Impingement Heat Transfer on Dimpled Target Surfaces, *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 23, 22-28.

Florschuetz, L. W., and Su, C. C., 1987, Effects of Crossflow Temperature on Heat Transfer within an Array of Impinging Jets, *Journal of Heat and Mass Transfer*, 109, 74-82.

Florschuetz, L. W., Metzger, D. E., and Truman C. R., 1981, Jet Array Impingement with Crossflow Correlation of Streamwise Resolved Flow and Heat Transfer Distributions, *NASA Contractor Report*, 3373.

Florschuetz, L. W., Metzger, D. E.,Takeuchi, D. I., and Truman C. R., 1980, Multiple Jet Impingement Characteristics-Experimental Investigation of In-Line and Staggered Arrays with Crossflow, *NASA Contractor Report*, 3217.

He, J., Deng, Q., and Feng, Z., 2022, Heat Transfer Enhancement of Impingement Cooling with Corrugated Target Surface, *International Journal of Thermal Sciences*, 171, 107251.

Huber, A. M., and Viskanta, R., 1994, Effect of Jet-Jet Spacing on Convective Heat Transfer to Confined, Impinging Arrays of Axisymmetric Air Jets, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 37, 2859-2869.

Ji, Y., Singh, P., Ekkad, S. V., and Zang, S., 2017, Effect of Crossflow Regulation by Varying Jet Diameters in Streamwise Direction on Jet Impingement Heat Transfer under Maximum Crossflow Conditions, *Numerical Heat Transfer Part A: Applications*, 72, 579-599.

Kadiyala, P. K., and Chattopadhyay, H., 2017, Numerical Simulation of Transport Phenomena due to Array of Round Jets Impinging on Hot Moving Surface, *Drying Technology*, 35, 1742-1754.

Kanokjaruvijit, K., and Martinez-Botas, R. F., 2005, Jet Impingement on a Dimpled Surface with Different Crossflow Schemes, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 48, 161-170.

Kercher, D. M., and Tabakoff, W., 1970, Heat Transfer by a Square Array of Round Air Jets Impinging Perpendicular to a Flat Surface Including the Effect of Spent Air, *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, 92, 73-82.

Menter, F. R., 1994, Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications, *AIAA Journal*, 32, 1598-1605.

Menter, F. R., Kuntz, M., and Langtry, R., 2003, Ten Years of Industrial Experience with the SST Turbulence Model, *Turbulence, Heat and Mass Transfer*, 4, 625-632.

Miao, J. M., Wu, C. Y., and Chen, P. H., 2009, Numerical Investigation of Confined Multiple-Jet Impingement Cooling over a Flat Plate at Different Crossflow Orientations, *Numerical Heat Transfer, Part A: Applications*, 55, 1019-1050.

Penumadu, P. S., and Rao, A. G., 2017, Numerical Investigations of Heat Transfer and Pressure Drop Characteristics in Multiple Jet Impingement System, *Applied Thermal Engineering*, 110, 1511-1524.

Romanov, P., Jahedi, M., Petersson, A., Moshfegh, B., and Calmunger, M., 2023, Quenching of Carbon Steel Plates with Water Impinging Jets: Differential Properties and Fractography, 2023, *Procedia Structural Integrity*, 43, 154-159.

Senter, J., and Solliec, C., 2007, Flow Field Analysis of a Turbulent Slot Air Jet Impinging on a Moving Flat Surface, *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 28, 708-719.

Terzis, A., Ott, P., Cochet, M., von Wolfersdorf, J., and Weigand, B., 2015, Effect of Varying Jet Diameter on the Heat Transfer Distributions of Narrow Impingement Channels, *Journal of Turbomachinery*, 137, 021004.

Yang, X., Wu, H., and Feng, Z., 2022, Jet Impingement Heat Transfer Characteristics with Variable Extended Jet Holes under Strong Crossflow Conditions, *Aerospace*, 9, 44.

Zuckerman, N., and Lior, N., 2006, Jet Impingement Heat Transfer: Physics, Correlations, and Numerical Modeling, *Advances in Heat Transfer*, 39, 565-631.

BİR TARAFINDAN ISITILAN GÖZENEKLİ DİRENÇLİ BİR KANALDA DOĞAL TAŞINIM

İrfan KURTBAŞ[*,], Mehmet ŞENER[*,**] ve Önder KAVALCI[***]**
*Hitit Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makine Mühendisliği Bölümü, 19030, ÇORUM,
**Hitit Üniversitesi Bilimsel Teknik Uygulama ve Araştırma Merkezi (HÜBTUAM), 1903, ÇORUM
***Çorumgaz AŞ, 19000, ÇORUM

Özet: Bu çalışmada bir yüzeyinden ısıtılan ve diğer yüzeyleri yalıtılmış dikdörtgen kesitli dik bir kanal içerisine yerleştirilen üçgen ve yamuk geometrili açık gözenekli metal malzemelerin doğal taşınım ile ısı transferine etkisi deneysel olarak incelenmiştir. Çalışma akışkanı olarak hava seçilmiştir. Çalışma laminer akış şartlarında ve Rayleigh sayısının $1x10^5$ ile $2x10^8$ değerleri arasında gerçekleştirilmiştir. Ayrıca ısıtma yüzeyi üzerine 10, 20 ve 30 PPI değerine sahip açık gözenekli metal köpükler yapıştırılmıştır. Çalışmada geometrik parametreler, kanal geometrisi sabit tutulmuş ısıtma yüzeyine yerleştirilen metal köpüklerin yüksekliği 10, 15 ve 20 mm, görüş oranı 0, 0,33 ve 0,66 olacak şekilde belirlenmiştir. Isıtma yüzeyinde sabit ısı akısı uygulanmış, ısı akısının farklı değerlerinde deneyler gerçekleştirilmiştir. Sıcaklık ölçümleri kalibre edilmiş termal kamera ve ısıl çiftler yardımıyla gerçekleştirilmiştir. Hız ölçümleri için ise PIV (Particle Image Velocimetry) tekniği kullanılmıştır. Deney sayısını kısıtlamak ve zamandan tasarruf yapılması için Design-Expert ticari programından yararlanılmıştır. Elde edilen bulgulara göre görüş oranı ve Rayleigh sayısı arttıkça ısı transferinin arttığı gözenek yoğunluğu arttıkça ısı transferinin azaldığı belirlenmiştir.
Anahtar kelimeler: Doğal taşınım, gözenekli direnç.

NATURAL CONVECTİON IN A POROUS OBSTACLE CHANNEL HEATED ON ONE SİDE

Abstract: In this study, the effect of triangular and trapezoidal open-cell metal materials placed in a rectangular cross-section vertical channel heated from one surface and insulated on the other surfaces on natural convection heat transfer was experimentally investigated. Air was selected as the working fluid. The study was conducted under laminar flow conditions and Rayleigh numbers ranging from $1x10^5$ to $2x10^8$. Additionally, open-celled metal foams with 10, 20, and 30 PPI values were attached to the heating surface. In the study, the geometric parameters were determined such that the height of the metal foams placed on the heating surface was 10, 15, and 20 mm, and the aspect ratio was 0, 0.33, and 0.66, while the channel geometry was kept constant. A constant heat flux was applied to the heating surface, and experiments were conducted at different heat flux values. Temperature measurements were performed using a calibrated thermal camera and thermocouples. For velocity measurements, the Particle Image Velocimetry (PIV) technique was employed. To limit the number of experiments and save time, the Design-Expert commercial software was utilized. According to the findings, it was determined that heat transfer increases as the aspect ratio and Rayleigh number increase, while heat transfer decreases as pore density increases.
Keywords: Natural convection, porous resistance.

GİRİŞ

Doğal taşınım, akışkanın yoğunluk farkından kaynaklanan kaldırma kuvveti etkisiyle, ek enerji girişi gerektirmeyen, ısı enerjisinin transfer olduğu yöntemdir. Bu süreç özellikle nispeten düşük hızlarda ve düşük sıcaklık farklarında verimli çalışmasına karşın, ısı taşınım katsayısı zorlanmış taşınımla ısı taşlınım katsayısına göre oldukça sınırlıdır. Mühendislik uygulamalarında ısı transferinin iyileştirilmesi üzerine farklı yöntemler önerilmiş olup, açık gözenekli metal köpükler bu kapsamda yaygın olarak kullanılan malzemelerdir. Yüksek yüzey alanı/hacim oranı, yüksek ısıl iletkenlik ve gözenek yapısı sayesinde, bu malzemeler akışkan ile katı faz arasındaki temas alanını artırarak, hem iletim hem de taşınım mekanizmalarını bir arada iyileştirmesi, toplam ısı transfer katsayısında artışla sonuçlanmaktadır. Bu nedenle, doğal taşınım tabanlı soğutma sistemlerinde açık gözenekli köpük malzeme kullanımı, enerji verimliliği ve kompakt tasarım açısından önemli bir çözüm olarak görülmektedir. Literatürde doğal taşınım ısı transferini açık gözenekli ortamlarla iyileştirilmesi üzerine birçok çalışma bulunmaktadır. Bu çalışmalar aşağıdaki gibi kategorik olarak sınıflandırılarak sunulmuştur:

Sayısal çalışmalar: Chakkingal vd. 2019, açık gözenekli ortamda birleşik ısı transferi ile doğal taşınımı incelemişlerdir. Alt tüzeyi ısıtılan, üstü yüzeyi soğutulan kübik boşlukta katı küreler ile paketlenmiş yapı üzerinde farklı iletkenlik oranları ve Rayleigh (Ra) sayılarında 3 rejimi çalışma parametresi, olarak belirlenmiştir. Bulgulara göre düşük Ra saylarında iletim, yüksek Ra sayılarında ise taşınım ısı transferinin

baskın olduğu tespit edilmiştir. Başka bir çalışmada, kısmen doldurulmuş gözenekli ortamda doğal taşınımı araştırılmıştır (Chakkingal *vd*. 2020). Alt tüzeyi ısıtılan, üstü yüzeyi soğutulan kübik boşlukta yükseklik ve konumunun etkisi incelenmiş; Darcy-Forchheimer ve gözenek çözünürlüklü modeller karşılaştırılmıştır. Yüksek Ra sayılarında gözenekli ortam konumunun, ısı transferinde belirleyici olduğu görülmüştür. Zhao *vd*. 2005 tarafından düzensiz açık hücreli metal köpüklerde ısıl verimlilik değerlendirmiştir. Üç boyutlu sayısal simülasyonlar ile farklı gözenek yapılarının doğal taşınım üzerindeki etkisi incelenmiş, akışkan-katı arayüz temas alanının artmasının ısı transferini belirgin şekilde iyileştirdiği görülmüştür. Çalışmada, gözenek geometrisinin optimize edilmesi ile enerji verimliliğinin yüksek kompakt soğutma çözümlerini sağlanabileceği yönünde bulgular ortaya konulmuştur. Chidambara Raja *vd*. 2013, iki fazlı malzemelerde boyutsuz etkin ısıl iletkenliğin tahmininde temas direnci ve doğal taşınım etkilerini incelemiştir. Çalışmada birim hücre yaklaşımına dayalı analitik model geliştirilmiş, temas direnci, geometri ve taşınım etkileri birlikte değerlendirilmiştir. Model sonuçları deneysel verilerle karşılaştırılmış ve temas direncinin düşük ısıl iletkenlikli malzemelerde etkisinin yüksek olduğu gözlenmiştir. Nield ve Kuznetsov (2004), partikül süspansiyonlarının dairesel boruda doğal taşınım akışını teorik olarak incelemiştir. Sayısal modellemede yoğunluk değişimine bağlı yönetim denklemleri çözülmüş, sıcaklık farkına dayalı oraya çıkan akış rejimindeki değişimlerin ısı transferine etkisi tartışılmıştır. Mahdi *vd*. 2019, kısmen metal köpükle doldurulmuş kapalı bir hacimde doğal taşınımı teorik olarak incelemişlerdir. Farklı gözenek oranı, ısıl iletkenlik ve köpük yüksekliği değerleri için diferansiyel denklemler çözülmüş; köpüğün yerleşim ve yüksekliğinin doğal taşınımı hem artırıcı hem azaltıcı etkileri olabileceği sonucu elde edilmiştir. Chamkha *vd*. (2021), ısıtılmış dikey koni etrafında tüm yüzeylerinden ısı kaybeden doğal taşınımı sayısal olarak incelemişlerdir. Şekil ve eğim açısının akış yapısı ve Nusselt sayısına etkileri değerlendirilmiş, optimum geometri ile ısı transferinde artış sağlanabileceği bulunmuştur. Ayrıca, gözenekli ortamla doygun hibrit nanofluidin yarım sinüzoidal değişken ısıtma altında MHD termal taşınımını teorik olarak incelemişlerdir (Chamkha *vd*. 2021). Manyetik alan yoğunluğu, nanoparçacık oranı ve ısıtma dalga formunun ısı transferi üzerinde belirgin etkileri olduğu tespit edilmiştir. Antohe ve Lage 1997, sıvı veya doygun gözenekli ortam içeren kapalı bir hacimde Prandtl sayısının optimum ısıtma frekansına etkisini teorik olarak incelemiştir. Yönetim denklemleri seti sayısal yöntemlerle çözülmüş ve Prandtl sayısının, optimum frekans üzerinde önemli etkiler yarattığı görülmüştür. Baytaş (2003), kare kesitli ve ısı üreten katı faza sahip gözenekli ortamda, doğal taşınımı sayısal olarak analiz etmiştir. Denklemlerin çözümünde, Darcy akışını sağlamayan akış modeli ve enerji denklemleri kullanılmış, katı- akışkan sıcaklık farkının artmasıyla ısı transferinde rejim geçişleri belirgin olarak gözlenmiştir.

Deneysel çalışmalar: Kathare vd. (2008) metal köpükle kısmen doldurulmuş boşluklarda doğal taşınım deneyleri gerçekleştirmiştir. Metal köpüğün konumu ve yüksekliğinin ısı transferine etkisi belirlenmiş, ısıl iletkenlik artışıyla taşınımla ısı transferinin iyileştiği gözlenmiştir. Ayrıca, gözenekli yapı iletim ve taşınım mekanizmalarının bütünleşik olarak iyileştirilemesin toplam ısıl verimliliği artırmaktadır. Prasad 1993, kısmen gözenekli ortam içeren boşluklarda doğal taşınım deneyleri incelemiştir. Farklı gözenekli blok yükseklikleri ile ısı transfer katsayısındaki değişimler ölçülmüş ve sonuçların rutin olmadığı rapor edilmiştir. Akbari *vd*. 2024, metal köpüklerle doldurulmuş kanallarda doğal taşınımla ısı transferi ve akış direncini incelemiştir. Deneysel olarak farklı gözenek yoğunluğu ve poroziteye sahip alüminyum köpükler test edilmiş; sonuçlar, porozitenin azalmasıyla ısı transfer katsayısının arttığını, ancak basınç kayıplarının da yükseldiğini göstermiştir. Zhao *vd*. 2015, alüminyum köpüklerin farklı yönlendirmeler ve radyasyon etkisi altında doğal taşınım performansını deneysel olarak araştırmışlardır. Porozite, hücre yoğunluğu ve ısıl radyasyonun Nusselt sayısına etkisi belirlenmiş, radyasyon etkisinin yüksek sıcaklıklarda etkisinin arttığı gözlenmiştir.

Sayısal ve deneysel çalışmalar: Rieksts *vd*. 2019, açık gözenekli malzemelerde doğal hava taşınımından kaynaklı ısı transferini modellemiştir. 1 m³ ölçekli deney verileri ile sayısal modelden elde edilen Nu–Ra ilişkisi karşılaştırılmıştır. Çalışmada geliştirilen model, yüzey yalıtım ve temas tabakalarının etkilerini içermekte, deneylerden elde edilen geçirgenlik değerlerini oldukça doğru tahmin edebilmektedir. Dukhan *vd*. 2025, doğal taşınım altında metal köpüklerin elektronik soğutmadaki termal direncini modellemişlerdir. Araştırmacılar, mühendislik yaklaşımıyla ısı transferi prensiplerini ve termal direnç ağını birleştirerek bir model geliştirmiş ve bunu deneysel verilerle doğrulamışlardır. Geliştirilen model, porozite ve gözenek yoğunluğunun termal performansa etkisi üzerine incelemiş, bakır köpüğün alüminyuma göre belirgin avantaj sağlamadığını göstermiştir. De Schampheleire *vd*. 2015, açık hücreli alüminyum köpüklerde doğal taşınımı hacim ortalaması teorisi ile modelleyip deneysel olarak incelemiştir. 2D sayısal modellemeye radyasyon etkisi de dahil edilmiş ve deney verileriyle karşılaştırıldığında fark %9'un altına görülmüştür. Çalışma, boyut ve konumların doğal taşınım sonuçlarına önemli etkisi olduğunu ortaya koymuştur.

Liu *vd*. 2025, açık gözenekli AlSi7Mg ısı alıcılarının doğal ve zorlanmış taşınım altındaki ısı transfer performansını incelemişilerdir. Farklı ısı alıcı geometriler üretilip deneysel testler ve CFD analizleri yapılmış; zorlanmış taşınımda Primitive, doğal

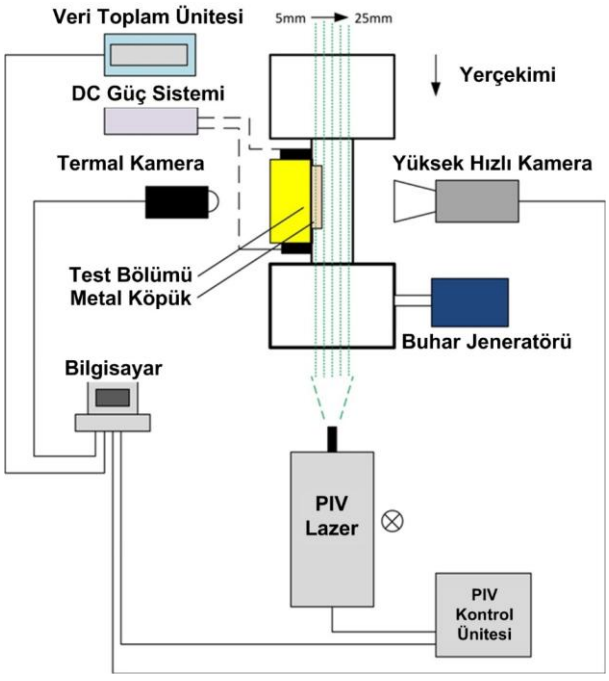
taşınımda Gyroid yapısının en iyi sonucu verdiği, Quadratic yapının ise genel performansta öne çıktığı belirlenmiştir. Guo *vd.* 2025, doğal taşınım ile ısı transferini artırmak amacıyla açık hücreli metal köpüklerde kanatçık ve malzeme düzenlemelerinin etkilerini araştırmıştır. Deneysel testler ve sayısal modelleme ile optimum yapı konfigürasyonları belirlenmiş ve ısı transfer katsayısında belirgin artış sağlanmıştır. Ayrıca, Tang *vd.* 2025, doğal taşınım koşullarında metal köpüklerin ısı transferi ve akış direncini incelemişlerdir. Deneysel veriler ve sayısal analizler birleştirilerek farklı malzeme ve gözenek yapılarına yönelik performans haritaları oluşturulmuştur.

Bu çalışmasında bir kenarından ısıtılan ve ısıtılan kenarında gözenekli malzeme bulunan dikdörtgen bir kapalı ortamda doğal taşınım deneysel olarak incelenmiştir. Gözenekli malzeme gözenek yoğunluğu ve farklı üst ve alt kenar oranlarına sahiptir. Yapılan her deney için ölçülen değerler birbiri ile kıyaslanmıştır. Gözenek yoğunluğu ve farklı gözenekli yapı geometrilerin akış ile doğal taşınıma etkileri incelenmiştir.

MATERYAL VE METOD

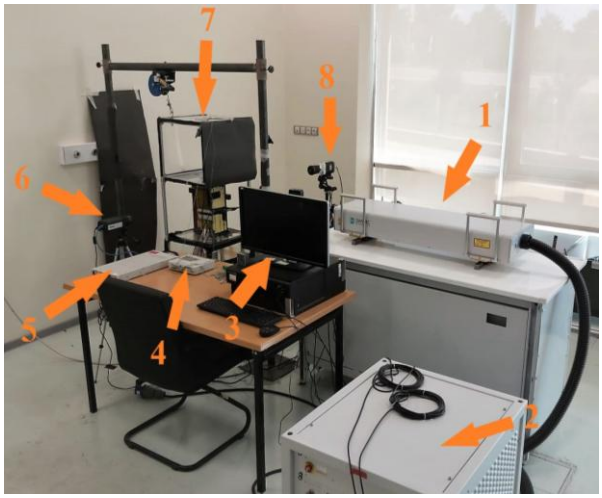
Deney Düzeneği

Deney sistemi; Güç sistemi, PIV cihazı, buhar jeneratörü, hızlı kamera, termal kamera ve veri toplama sisteminden oluşmaktadır (Şekil 1).



Şekil 1. Deney sistemi şematik gösterimi

Test sistemi toplam boyut ölçüleri 45 cm x 45 cm ve 120 cm'dir. Test sistemi boyut ölçüleri 45 cm x 45 cm x 40 cm olan üç bölümden oluşmaktadır. Bu bölümler; alt oda, test bölümü ve üst odadadır. Test sisteminin girişinde bulunan alt oda hava hızının durgun durumunda olması için tasarlanmıştır. Ayrıca havanın kanal içerisine yükselmesine yardımcı olmaktadır. Test bölümü ise cam kanal, film ısıtıcı (paslanmaz çelik folyo), genişletilmiş yüzey olarak metal köpük, gerdirme plakaları ve kestamid plakalardan oluşmaktadır.



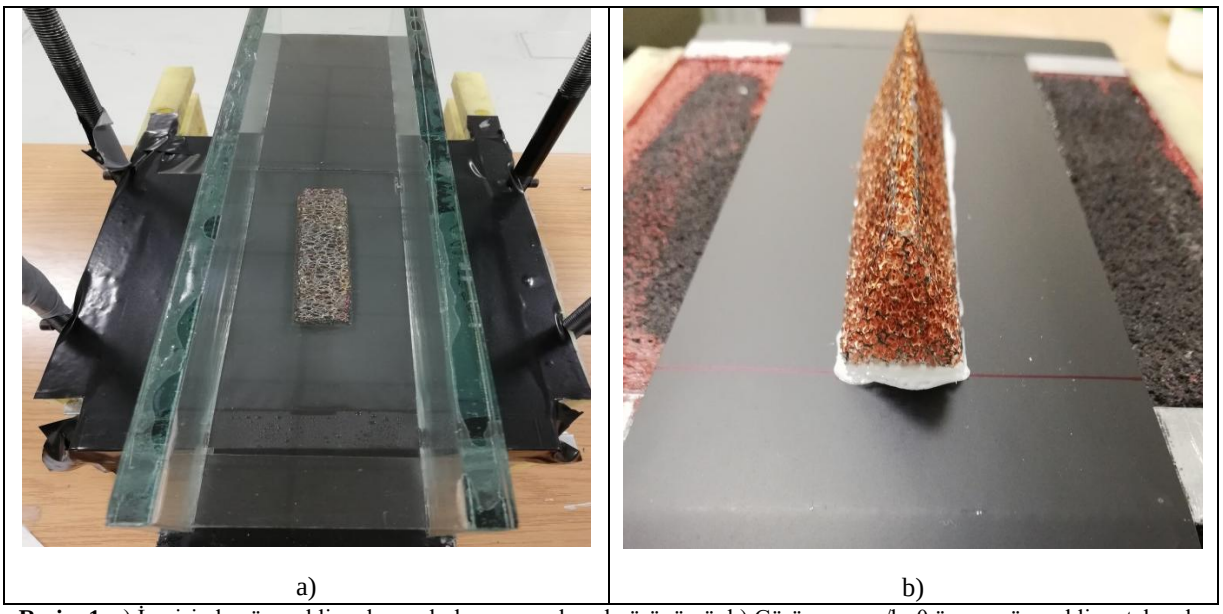
Resim 1. Deney sistemi genel görünüşü**.**
(1- PIV lazer, 2- PIV kontrol ünitesi, 3-Bilgisayar, 4-Veri toplama ünitesi, 5- DC güç ünitesi 6- Termal kamera 7- Test sistemi, 8-Yüksek hızlı kamera)

Sistemde farklı yükseklik, görüş oranı ve gözenek boyutlarında köpükler kullanılmıştır. Köpük boyutları 10, 15 ve 20 mm dir. Görünüş oranı olarak köpük üst kenarının alt kenara oranı boyutsuz parametre olarak belirlenmiştir. Buna göre görüş oranı 0 (üçgen), 0,33 (yamuk) ve 0,66 (yamuk) olarak belirlenmiştir (Resim 3 a,b)). Çalışmada bir diğer parametre ise köpüklerin gözenek yoğunluğudur. Buna göre 10, 20 ve 30 PPI (Pores Per Inch) yoğunluğuna sahip köpükler kullanılmıştır. Tüm köpüklerin boyu 100 mm olarak kullanılmıştır. Köpükler DRAMEL marka kesici ile form verilmiştir. Köpükler ısıtma yüzeyi olan paslanmaz çelik folyo üzerine bağlanmıştır. Folyo üzerine köpükler ısıl iletim direnci düşük Arctic Silver Alumina yapıştırıcı kullanılarak yapıştırılmıştır. Köpük direnç kanal boyunca ortalı bir şekilde yerleştirilmiştir (Resim 3 b).

Cam kanal 30 mm x 60 mm x 430 mm ölçülerine sahiptir. Cam kanal alt yüzeyi paslanmaz çelik folyo ile bağlanmıştır. Bu folyo 0,02 mm kalınlığındadır ve ısıtıcı olarak kullanılmaktadır (Resim 2). Paslanmaz çelik folyo 0,02 mm olmasından dolayı maksimum ısı transferi ve minimum ısıl direnç oluşturmaktadır. Ayrıca folyo ile kanal alt yüzeyinde homojen ısı akısı oluşması sağlanmıştır. Folyoya ısı akısını vermek için gerdirme plakaları kullanılmıştır. Bu plakalar Sorensen marka DC güç kaynağına bağlanarak folyo üzerinden akım geçirilmiştir. Akım ile birlikte yüzey üzerinde ısı akısı oluşturulmuştur. Folyo üzerinden akımın geçmesi

için gerdirme plakaları yalıtkan bir malzeme olan kestamid plaka üzerine yerleştirilmiştir (Resim 3 a).

Kanal doğal taşınım akışının incelenmesi için arka yüzeyinden sıcaklık dağılımları ve ön yüzeyinden hız dağılımları ölçülmüştür. Kanal giriş ve çıkış sıcaklıkları test bölümü girişi ve test bölümü çıkışından K-tipi ısıl çiftler kullanılarak ölçülmüştür. Kanal girişinden 1 adet ve kanal çıkışından ise 2 adet ısıl çift yerleştirilmiştir. Test bölümünde bulunan paslanmaz çelik folyonun alt yüzeyi Raymax mat siyah boya kullanılarak boyanmıştır. Boyanın emsivite değeri emsivite ölçüm cihazı kullanılarak ölçülmüştür. Buna göre boyalı kısım için emsivite değeri 0.82 olarak elde edilmiştir.



a) b)

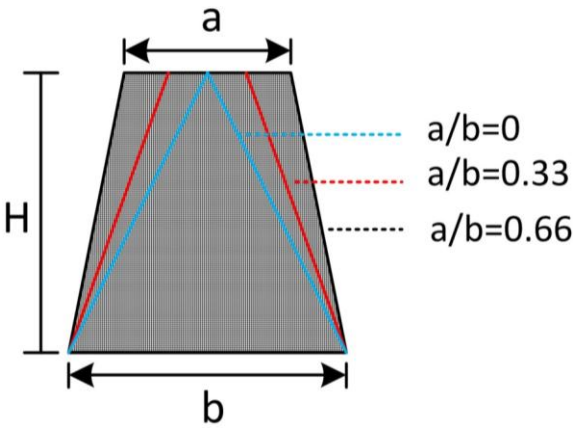
Resim 1. a) İçerisinde gözenekli malzeme bulunan cam kanal görünümü, b) Görüş oranı a/b=0 üçgen gözenekli metal malzeme görüntüsü

Kanal alt kısmında yüzeyde meydana gelen sıcaklık dağılımı FLIR A645sc Termal Kamera kullanılarak ölçülmüştür. Termal kamera alt kanal yüzeyine dik olacak şekilde konumlandırılmıştır. Termal kamera ölçümünde ortam sıcaklığı, mesafe ve emsivite değerleri kamera yazılımına girilmiştir. Kanal içerisinde doğal taşınım sonucu oluşan hızların tespiti için 2 boyutlu Stereo PIV (Particle Image Velocimetry) cihazı kullanılmıştır. PIV cihazına bağlı hızlı kamera kullanılarak hız ölçümleri yapılmıştır. Burada PIV'e ait çift atımlı lazer ile ortam aydınlatılmaktadır. Ayrıca PIV deneylerinde kameranın akış hareketlerini inceleyebilmek için SAFEX Power Mix duman sıvısı kullanılmıştır. Burada duman sıvısı duman jenaratörü ile ısıtılmaktadır. Duman sıvısı, ısıtma ile buhar haline geçerek Lazer ortamında parlamaktadır. Bu sayede hızlı kamera tarafından ölçümler gerçekleştirilmiştir. Kamera ile elde edilen görüntüler için Dynamics Studio v3 yazılımı kullanılmıştır.

Tablo 1. Malzemenin görünüş oranı, yükseklik ve yoğunluk değerleri

a/b (Görünüş oranı)	H (Köpük yüksekliği)	Köpük yoğunluğu
0	10 mm	10 PPI
0.333	15 mm	20 PPI
0.666	20 mm	30 PPI

Test bölümünde farklı görünüş oranı, farklı köpük yoğunluğu ve farkı yükseklikte metal köpük ortamlar kullanılmıştır. Buna göre geometrik parametreler aşağıda Tablo 1'de verilmiştir.

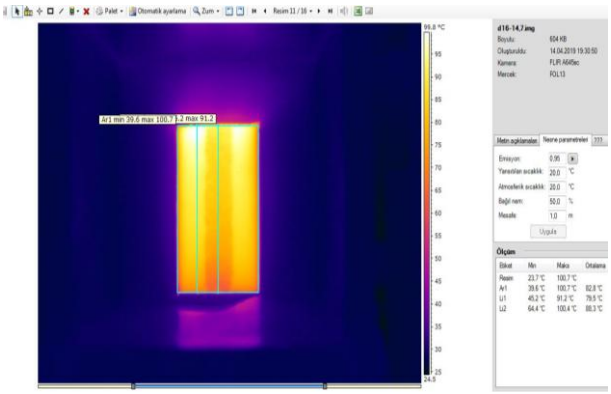


Şekil 2. Metal köpük için görüş oranı

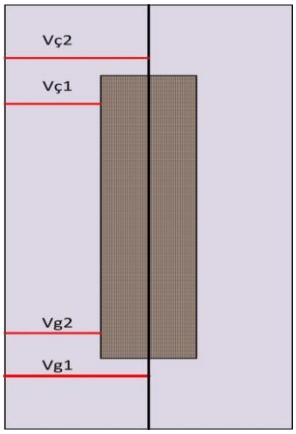
Deneylerin Yapılışı

Isı transferi ölçümleri için kanal girişi ve çıkışından sıcaklık değerleri elde edilmiştir. Ortam sıcaklığı OMET marka data logger üzerinden ölçülmüştür. Ayrıca OMET yazılımı ile zamana bağlı sıcaklık değişimleri elde edilmiştir. Gerdirme plakalarına bağlı ısıtıcı DC güç kaynağı açılarak düşük ısı gücünden yüksek ısı gücüne doğru artırılır. Her bir ısı

gücünde yaklaşık 3 dk beklenmiştir. Her bir köpük deneyi için 16 adet farklı ısı akısı uygulanmıştır. Ayrıca zamana bağlı olarak yüzey değişimleri termal kamera ile elde edilmiştir. Buna bağlı olarak eş zamanlı giriş ve çıkış sıcaklıkları elde edilmiştir. Termal kamera ile zamana bağlı olarak yaklaşık 3 dk ölçüm alınmıştır. Ölçümler, FLIR Research IR ve FLIR Quickreport 1.2 yazılımlarında sıcaklık değerleri zamana bağlı ve kararlı durum şartlarında elde edilmiştir (Şekil 3). Elde edilen sıcaklıklar doğrultusunda boyutsuz sayılar olan Rayleigh sayıları (Ra), ortalama Nusselt sayıları ve yerel Nusselt sayıları elde edilmiştir.



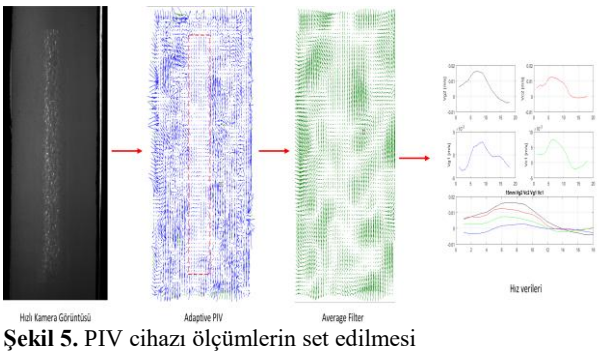
Şekil 2. Quick report ile sıcaklık değerlerinin elde edilmesi



Şekil 4. Hız ölçüm çizgileri şematiği

Doğal taşınım deneylerinde ısı deneylerinin yanında köpük üzerinde ve etrafında hız alanlarının ölçümü PIV cihazı vasıtasıyla elde edilmiştir. Kanalın ısıtma yüzeyinin karşı yüzeyinden yüksek hızlı kamera konumlandırılmıştır. Kanal içerisine gümüş iyonlu buhar partikülleri yerleştirilmiştir. Buna göre PIV cihazı bu partikülleri aydınlatmaktadır. PIV cihazı kamera ile 90 derece açıda olacak şekilde konumlandırılmıştır. PIV lazeri ortamda bir lazer hüzmesi yaratmaktadır. Hız deneyleri için öncelikle kamera yerleşim ve diyafram ayarları yapılmıştır. Buna göre akış alınacak bölgeler kalibrasyon bloğu kullanılarak renk ve ışık şiddeti optimize edilmiştir. Ayrıca, kamera mesafe kalibrasyonu yapılmıştır. Daha sonra PIV cihazının lazer şiddeti ayarlanmıştır. Buna göre görüntü kontrolü yapılmıştır.

Tüm ayarlamalar ve kalibrasyonlar yapıldıktan sonra her bir deneyde PIV lazeri yüzeyden 5, 10, 15, 20 ve 25 mm mesafelerden yüksek hızlı kamera ile 50 adet resim alınmıştır. Alınan 50 adet resim Adaptive PIV korelasyonu ve Avareged filter kullanılarak vektörel dağılımları elde edilmiştir. Bu vektörel dağılım üzerinden köpük ön girişi, köpük üstü girişi, köpük üstü çıkış ve köpük üstü çıkışından hız dağılımları elde edilmiştir. Hız ölçümlerinin alındığı şema Şekil 4' de, hız vektörleri Şekil 5'de verilmiştir.



Şekil 5. PIV cihazı ölçümlerin set edilmesi

Her bir ısı akısında farklı yüzey mesafelerinden elde edilen hız verileri ile 3 boyutlu hız dağılımları MATLAB paket programında oluşturulmuştur. Programda elde edilen yukarı akış (V hızı- düşey doğrultuda) değerleri kullanılmıştır.

Deneysel Verilerin Elde Edilmesi

Bu çalışmada kanal içine metal gözenekli malzeme yerleştirilmiş düşey bir kanalda doğal taşınım incelenmiştir. Deney sisteminde ölçülebilen büyüklükler; sıcaklık, voltaj ve akım değerleridir. Sıcaklık ölçümleri her deney için 3 dakika sürecek şekilde veri toplama ünitesi ile kayıt yapılmıştır. Düşey kanala DC güç kaynağından belirli amper ve voltaj değerlerinde güç verilmiştir.

Güç kaynağından verilen güç Ohm kanunuyla belirlenmiştir. Güç, ısıtıcıya verilen amper ile volt çarpımına eşittir.

$$\dot{Q} = VI \qquad (1)$$

Denklem q değeri Newton soğuma kanundan denklem (2)'den elde edilmiştir. Burada h ısı taşınım katsayısı, A_s yüzey alanı, T_s yüzey sıcaklığı ve T_f akışkan sıcaklığıdır.

$$q = \frac{\dot{Q}}{A} = hA_s(T_s - T_f) \qquad (2)$$

Termokapl ile ölçülen giriş sıcaklıkları kayıt altına alınıp çıkış sıcaklıklarının aritmetik ortalaması alınmıştır.

$$T_{ort} = \frac{(T_{Ç1}+T_{Ç2})}{2} \qquad (3)$$

T_m akışkan (bulk) ortalama sıcaklığı denklem (4)'den bulunmuştur.

$$T_m = \frac{(T_g+T_ç)}{2} \qquad (4)$$

Isıl genleşme katsayısı β değerleri denklem (5)'e göre hesaplanmıştır.

$$\beta = \frac{1}{T} \quad (5)$$

Hidrolik çap D_h; burada A alan, Ç çevredir.

$$D_h = \frac{4A}{Ç} \quad (6)$$

Prandtl sayısı; Moleküler difüzyonun ısıl difüzyona oranıdır. Denklem (7) elde edilmektedir. C_p özgül ısı, υ kinematik viskozite, k ısı iletim katsayısını temsil etmektedir.

$$Pr = \frac{\upsilon C_p}{k} \quad (7)$$

Rayleigh değerleri; Denklem (8) denkliğine göre bulunmuştur.

$$Ra = Gr.Pr = \frac{g\beta(T_S - T_g)h^3}{\upsilon^2} Pr \quad (8)$$

Nusselt sayısı, yüzeydeki boyutsuz sıcaklık gradyanına eşittir ve yüzeyde oluşan taşınımla ısı geçişinin bir ölçüsünü verir.

$$Nu = \frac{hD_h}{k} \quad (9)$$

Ortalama taşınım kat sayısı;

$$h = \frac{Q}{A\Delta T} \quad (10)$$

Şeklinde bulunur.

Hata Analizi

Ölçmedeki hatalarını belirlemek için hata analizi yöntemi yapılmaktadır. Hesaplanması istenilen büyüklük R ve bu büyüklüğe etki eden n adet bağımsız değişken $x_1, x_2, x_3, \ldots\ldots x_n$ ise;

$$R = R(x_1, x_2, x_3 \ldots\ldots\ldots x_n) \quad (11)$$

R ifadesi yukarıdaki gibi ifade edilir. Her bir bağımsız değişkene ait mutlak hata oranı W_1, W_2, W_3, ..W_n ve R büyüklüğünün hata oranı, ifade edilmektedir.

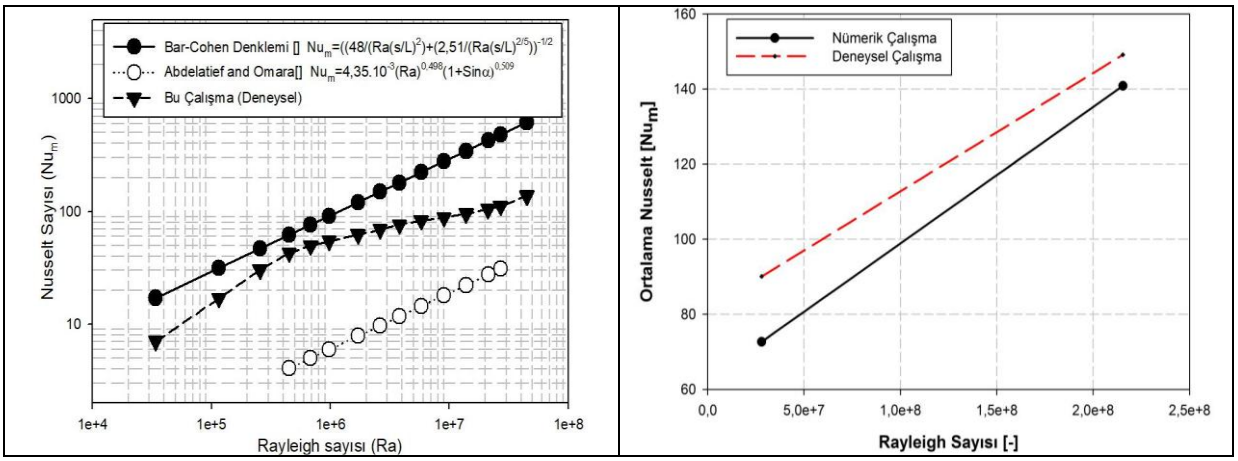
Tablo 2. Deney verileri için belirsizlik oranları

Parametreler	**Yüzde Belirsizlik (%)**
Sıcaklık ,T	±3 (0,5 °C)
Voltaj, V	±1
Akım, I	±0,1
Termal Kamera	±2
Nusselt Sayısı	±9,90'dan az
Rayleigh Sayısı	±8,2'den az

Tablo 2'de deney verileri kullanılarak hata oranları tablo olarak verilmiştir.

BULGULAR VE TARTIŞMALAR

Deneysel bulguların doğrulanması amacıyla elde edilen veriler literatürde sunulmuş olan analitik (Bar-Cohen) ve deneysel (Abdelatief ve Omara) bağıntılar ile karşılaştırılmıştır. Deneysel bulgulara göre elde edilen ortalama Nusselt sayısı Bar-Cohen denklemine göre daha düşük Abdelatief ve Omara denklemine göre daha yüksek olduğu görülmektedir. Bunun ile birlikte ısı transferi ve hız değerlerinin karşılaştırılması için boş kanal için numerik çözümleme yapılmıştır. Numerik çözümlemede elde edilen verilerin deneysel burgularla oldukça yakın olduğu tespit edilmiştir Şekil 6a.

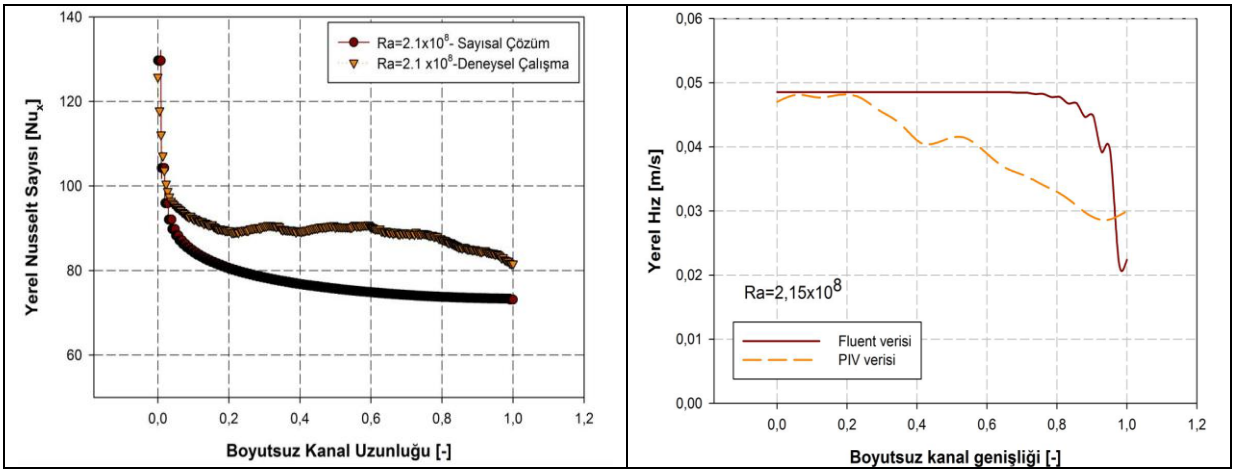


Şekil 6. Ortalama Nusselt sayısının Rayleigh sayısına göre değişiminin a) Literatür b) Nümerik

Şekil 6b'de deneysel ve nümerik çalışmalar için ortalama Nusselt sayısının Rayleigh sayısına göre değişimi verilmiştir. Deneysel çalışmaların doğrulanması için iki farklı Rayleigh sayısında sayısal çözüm ANSYS FLUENT 14.5 ticari paket programında gerçekleştirilmiştir. Mesh optimizasyonuna bağlı olarak 871115 mesh sayısında ve tetrahedron mesh yapısında sayısal hesaplamalar yapılmıştır. Deneyler, Rayleigh sayısının $1x10^5$ ile $2x10^8$ aralığında ve laminer akış şartlarında gerçekleştirilmiştir.

Yapılan sayısal modelleme için çözümün uygun sonuçlarla sağlanması için bazı kabuller yapılmıştır. Çalışma akışkanı olarak seçilen hava sıkıştırılamaz, Newtonian ve termo fiziksel özellikleri sabit olarak kabul edilmiştir. Ayrıca akış üç boyutludur ve hava yoğunluğunun sıcaklık ile değişimi için Boussinesq

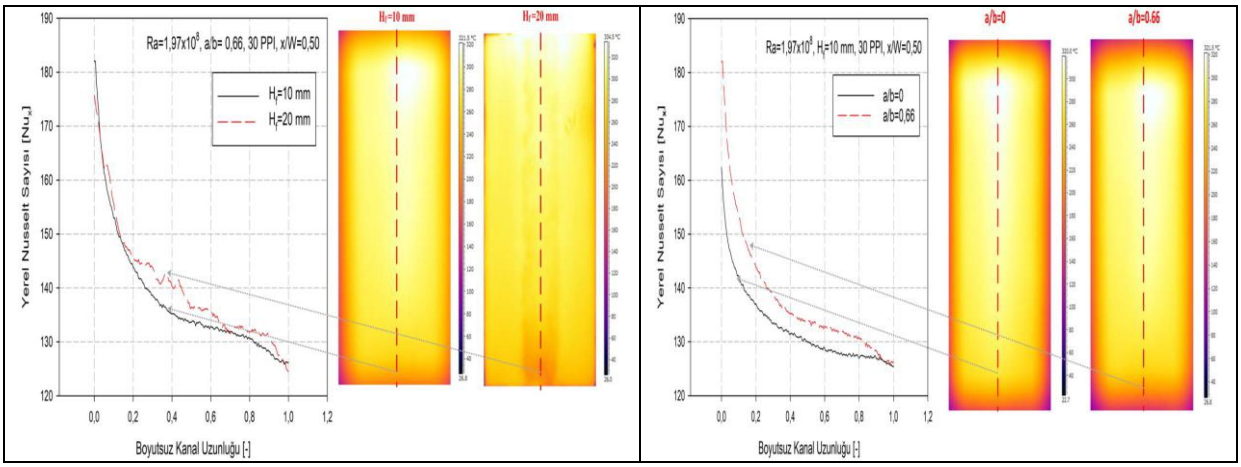
yaklaşımı kullanılmıştır. Yönetim denklemlerinden momentum ve enerji denklemlerinde basınç ve hız çifti için SIMPLE algoritma kullanılmıştır. Basınç için Body Force Weighted, momentum ve enerji denklem için Second Order Upwind ayrıklaştırma modelleri uygulanmıştır. Yönetim denklemlerinin tümü için yakınsama kriteri $1x10^{-6}$ seçilmiştir. Ele alınan çalışmada yüzeyler arsasında yüksek sıcaklık farkından dolayı ışınım ile ısı transferi ihmal edilmemiştir. Bu kapsamda yüzeyden yüzeye (s2s) modeli seçilmiştir. Kanal alt yüzeyine yüzey akısı sınır şartı, yan duvarlara ise duvar (wall) sınır şartı olarak tanımlanmıştır. Duvar yüzeyleri adyabatik olarak belirlenmiştir.



Şekil 7. Deneysel ve sayısal çözüm için yerel Nusselt sayısının ve yerel hızın boyutsuz kanal uzunluğuna göre değişimi a) Yerel Nusselt Sayısı, b) Yerel Hız

Sayısal çalışma $2{,}8.10^7$ ve $2{,}1.10^8$ Rayleigh sayılarında gerçekleştirilmiştir (Şekil 7''de yerel Nusselt sayısı (a) ve yerel hız dağılımının (b) kanal uzunluğuna göre değişimi verilmiştir. Burada PIV cihazı ile elde edilen hız değerleri ile ANSYS FLUENT sayısal çözümünden elde edilen hız değerleri kıyaslanmıştır. Deneysel ve sayısal çözüm incelendiğinde yüksek Rayleigh sayısında hız profilinin birbirine yakın bir çözüme sahip olduğuna görülmüştür. Ancak düşük Rayleigh sayısında sayısal çözümde hız profilinin yaklaşık sabit kaldığı fakat deneyselde ters akışların oluştuğu elde edilmiştir. Burada deneysel çözümde ısıtma gücünün düşük olmasıyla duvar yakınında akışkan soğumaktadır ve ters akışlar meydana gelmektedir. Ortalama hız değerlerinin sayısal çözüme yakın olduğu sonucu elde edilmiştir.

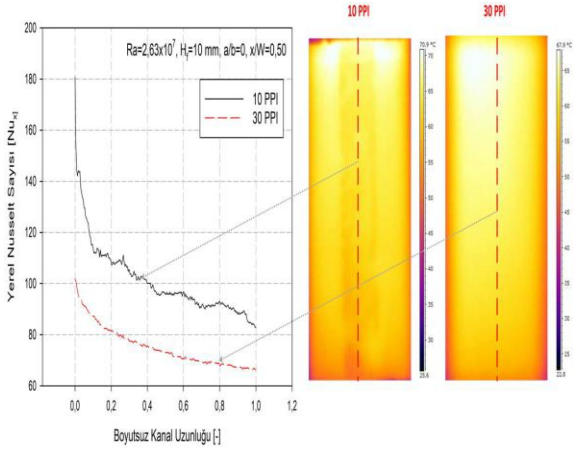
5.2.2. Yerel Nusselt sayısı



Şekil 8.yerel Nusselt sayısının boyutsuz kanal uzunluğu boyunca değişimi a)Farklı köpük yükseklikleri, b) Farklı a/b oranları

Şekil 7a'da deneysel ve sayısal çözüm için yerel Nusselt sayısının boyutsuz kanal uzunluğuna göre değişimi ($Ra=2{,}1.10^8$ ve $Ra=2{,}8.10^7$) verilmiştir. Yerel Nusselt sayısı değişimi kanal girişinden itibaren yüzey girişinde yüzey sıcaklığının düşük olmasıyla birlikte ısı taşınım katsayısı maksimumdur. Buna göre kanal boyunca havanın çekebileceği ısı kapasitesi yol boyunca azalmaktadır. Buna göre kanal çıkışına doğru yerel Nusselt sayısı azalmaktadır. Deney sonuçlarına göre sayısal ve deneysel sonucun kabul edilebilir bir uyum içerinde olduğu görülmektedir.

Ra=1,9.10^8, a/b=0,66 ve 30 ppi, x/W=0,5 ve farklı PPI değerleri için yerel taşınım katsayısının boyutsuz kanal uzunluğuna göre değişimi ve termal kamera görüntüleri ile birlikte Şekil 8'de verilmiştir. Kanal girişinden itibaren çıkışına doğru yüzey sıcaklıkları artmaktadır. Buna göre yüzey sıcaklık farkının artması ile birlikte yerel Nusselt sayısı azalmaktadır. Yükseklik değişimine göre değişim incelendiğinde Hf=20 mm köpük yüksekliğinin Hf=10 mm köpük yüksekliğine göre yerel Nusselt değerinden önemsiz oranda fazla olduğu gözlemlenmektedir. Bilindiği üzere kanatçık boyunun artması ısı transferini artırıcı yönde etki sağlamaktadır. Bu duruma göre bir miktar ısı transferini artırmaktadır. Deneysel çalışmada ayrıca görünüş oranı ve gözenek yoğunluğu durumları için de yerel Nusselt sayısı değişimleri incelenmiştir.



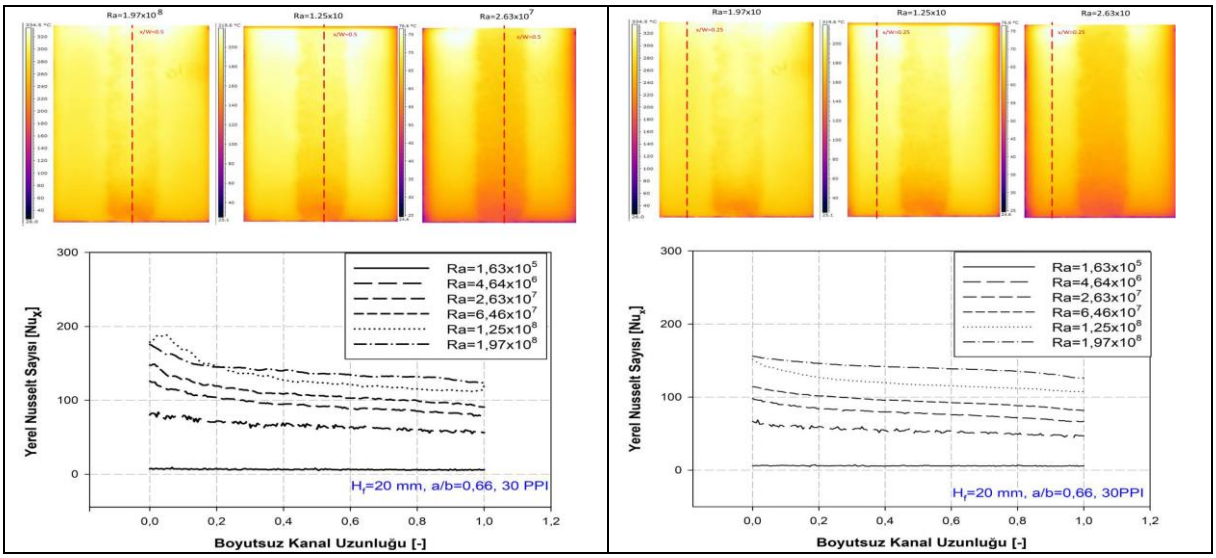
Şekil 9 Farklı köpük yoğunlukları için yerel Nusselt sayısının boyutsuz kanal uzunluğu üzerine değişimi

Görünüş oranının 0 değeri, Ra=2.10^7 için gözenek yoğunluğunun yerel Nusselt sayısı üzerindeki etkisi Şekil 9'da görülmektedir. Kanal girişinde gözenek yoğunluğunun 30 PPI olması durumunda yerel Nusselt sayısı yaklaşık 100 olmaktadır. Gözenek yoğunluğu 10 PPI olunca kanal girişinde yerel Nusselt sayısının yaklaşık %80 daha fazla olduğu görülmektedir. Kanal boyunca bu oran azalmakta ve yaklaşık %30 seviyelerinde ısı transfer farkı gözlenmektedir. Bu durum gözenek yoğunluğunun azalmasıyla gözenek çapının artmasının sonucu olarak kanal girişinde havanın metal köpük içerisine daha rahat girmesi ve metal köpük içerisinde daha rahat hareket etmesinin sonucu olarak değerlendirilmektedir.

Şekil 9'da Ra=1,98.10^8, Hf=10 mm ve 30 ppi değerleri için yerel Nusselt sayısının görünüş oranına göre değişimi verilmektedir. Her iki kanal içinde yerel Nusselt sayısı, kanal ısıtma yüzeyinin ortası için hesaplanmıştır. Görüldüğü gibi a/b oranının artmasıyla kanal girişinde yerel Nusselt sayısı yaklaşık %15 daha fazladır. Kanal boyunca bu fark azalmakta ve kanal çıkışında yaklaşık eşit olmaktadır. a/b oranının artmasıyla kanal içerisinde ısıtma yüzey alanı artmakta bunun sonucu olarak ısı transferinde bir artış meydana gelmektedir.

Bilindiği gibi ısı transferinde en önemli parametre akışkanın atalet kuvvetleridir. Akışkan hızının artmasına bağlı olarak birim zamanda geçen akışkan miktarı artmakta bu da ısı transferinde bir iyileşme ile sonuçlanmaktadır. Doğal taşınımda akışkan hareketi sıcaklık farkına bağlı olarak yoğunluk değişiminin sonucu olarak meydana gelmektedir. Rayleigh sayısı, kaldırma kuvvetlerinin bir ölçüsünü gösterdiğinden atalet kuvvetlerinin de göstergesidir. Sıcaklık farkının artmasıyla akışkan yoğunluk farkı artmakta bu durum Rayleigh sayısının artması ile sonuçlanmaktadır. Rayleigh sayısının artması transfer edilen ısıyı artırmaktadır. Bu durum Şekil 10'da açıkça görülmektedir. Burada dikkat edilmesi gereken diğer özellik ise Rayleigh sayısının küçük değerlerinde kanal uzunluğunun yerel Nusselt sayısı üzerindeki etkisi daha azdır. Rayleigh sayısı arttıkça kanal uzunluğunun yerel Nusselt sayısı üzerindeki etkisi artmaktadır.

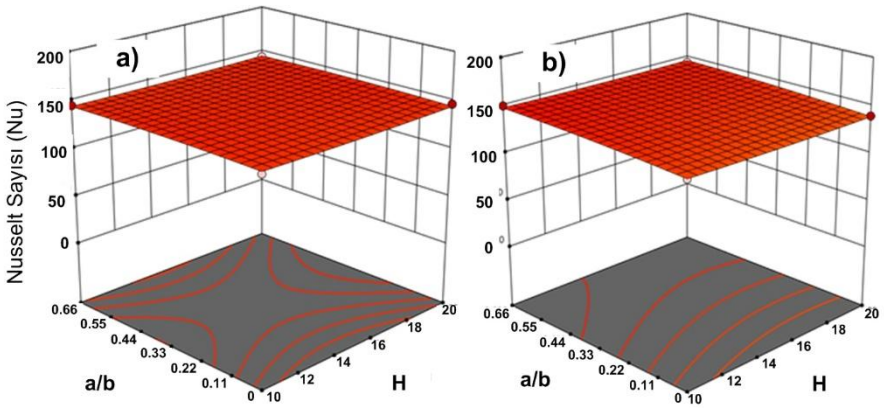
Bu çalışma kapsamında gözenekli metal köpük malzeme 20 mm genişliğinde olacak şekilde kanal ısıtma yüzeyinin tam ortasına ve akışa paralel olacak şekilde yerleştirilmiştir. Metal köpük malzemenin kanatçık etkisinin yanında sınır tabakanın oluşumunu engelleyici direnç etkisinin de ısı transferi üzerinde olumlu etkisi olduğu bilinmektedir. Bununla birlikte ısıtma yüzeyinde akışkan hareketini engellemesinden dolayı çekilen ısının azalmasına da neden olmaktadır. x/W=0,25 noktasında metal köpük malzeme dışında yerel Nusselt sayısı değerleri göz önüne alındığında Rayleigh sayısı artmasıyla yerel Nusselt sayısının arttığı buna karşın metal köpük yerleştirilen eksene (x/w=0) göre nispeten azaldığı görülmektedir (Şekil 10)



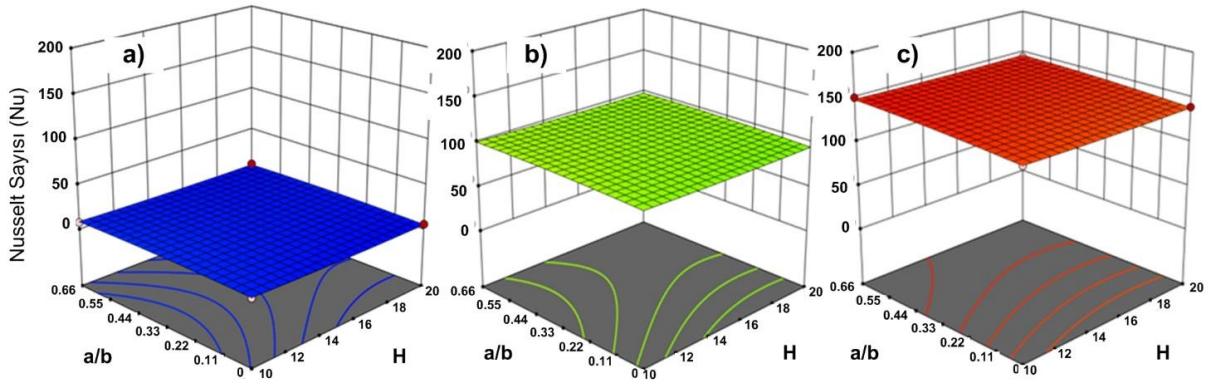
Şekil 10. Farklı Rayleigh sayıları için yerel Nusselt sayısının boyutsuz kanal uzunluğu boyunca değişimi a) x/W=0,50, b) x/W=0,25

Ortalama Nusselt Sayısı

Elde edilen bulgular köpük yoğunluğu, Nusselt sayısı, köpük yüksekliği, görünüş oranı, Rayleigh sayısına göre incelenmiştir. Şekil 11'de ortalama Nusselt sayısının farklı köpük yoğunluklarına göre değişimi verilmiştir. Köpük yoğunluğu arttıkça ısı transferinin bir miktar azaldığı görülmektedir. Bağımsız parametreler incelendiğinde a/b oranı arttığında ortalama Nusselt sayısı artmaktadır. Bu da kanatçık genişliğinin etkisini açıklamaktadır. Bu durum 10 ve 30 PPI yoğunluğa sahip köpüklerde görülmektedir. Artan köpük yüksekliğinin ısı transferine etkisi düşük olduğuna ulaşılmaktadır. Bunun sebebi kanal içerisinde kanatçık uzunluğunun 10 mm'den sonra etkisi azalmasıdır.

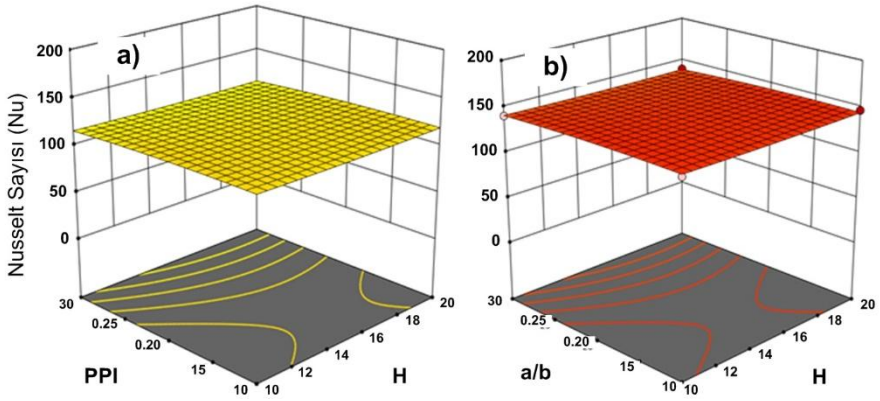


Şekil 11. Farklı gözenek yoğunlukları için ortalama Nusselt sayısının köpük yüksekliği ve görünüş oranına göre değişimi a) 10 PPI köpük yoğunluğu b) 30 PPI köpük yoğunluğu (Ra=2,02x10^8)



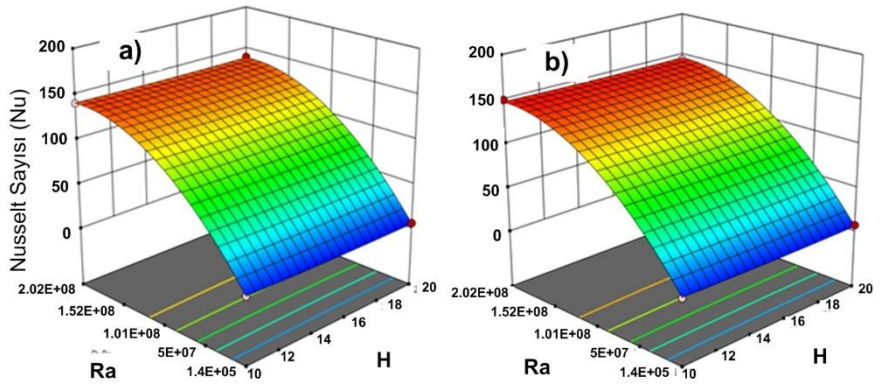
Şekil 12. Farklı Rayleigh sayıları için ortalama Nusselt sayısının köpük yüksekliği ve görünüş oranına göre değişimi, a) Ra=1.4x10^5 b) Ra=8.3x10^7 c) Ra=2.0x10^8 , (PPI = 30 mm)

Şekil 12'de ortalama Nusselt sayısının farklı Rayleigh sayısına göre değişimi verilmiştir. Rayleigh sayısının artması ile ısı transferinin arttığı görülmektedir. Bağımsız parametreler incelendiğinde a/b oranı arttığında ortalama Nusselt sayısı artmaktadır. Bu da kanatçık genişliğinin etkisini açıklamaktadır. Bu durum 30 PPI yoğunluğa sahip köpüklerde görülmektedir. Köpük yüksekliğinin ısı transferine etkisi çok az olduğu gözlenmiştir.



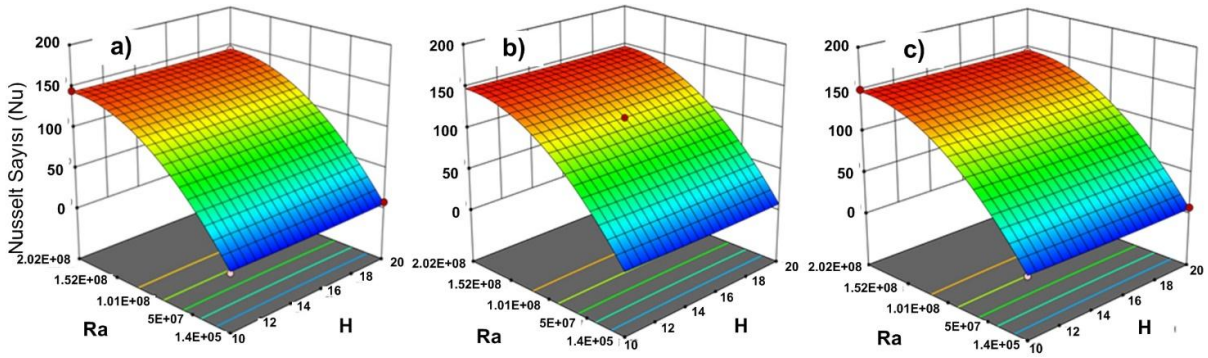
Şekil 11. Farklı Rayleigh sayıları için ortalama Nusselt sayısının köpük yoğunluğu ve köpük yüksekliğine göre değişimi a) Ra=1,1x10^8 b) Ra=2,0x10^8, (a/b = 0)

Şekil 13'de ortalama Nusselt sayısının farklı Rayleigh sayısına göre değişimi verilmiştir. Rayleigh sayısının artması ile ısı transferinin arttığı görülmektedir. a/b= 0 durumunda gözenek yoğunluğu arttıkça ortalama Nusselt değerleri azalmaktadır. Köpük malzeme yüksekliği etkisinin çok az olduğu gözlenmektedir.

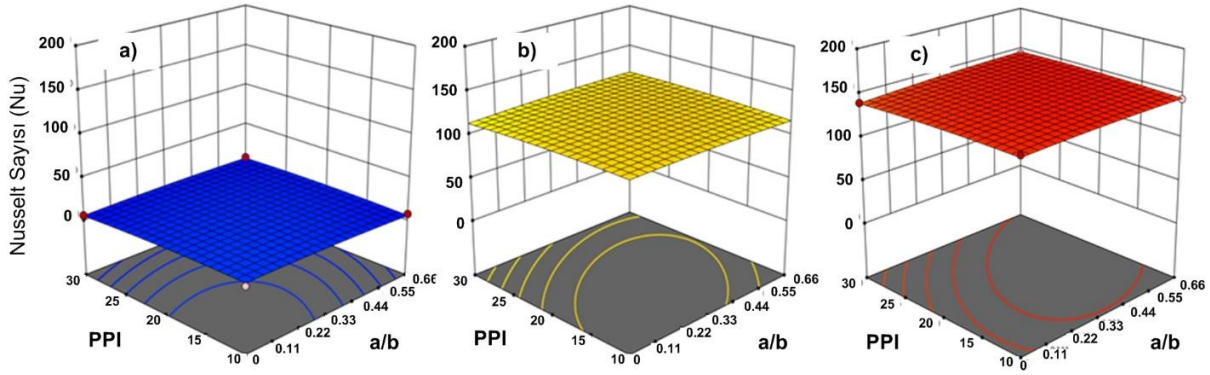


Şekil 12. Farklı görünüş oranları için ortalama Nusselt sayısının Rayleigh sayısı ve köpük yüksekliğine göre değişimi, a) a/b=0, b) a/b=0,66, (PPI = 30 mm)

Şekil 14' de ortalama Nusselt sayısının farklı görünüş oranına göre değişimi verilmiştir. Gözenek yoğunluğu 30 mm için Rayleigh sayısı arttıkça ortalama Nusselt değeri de artmaktadır. Gözenekli malzeme yüksekliği artıkça ısı transferi çok az seviyede azalmaktadır.

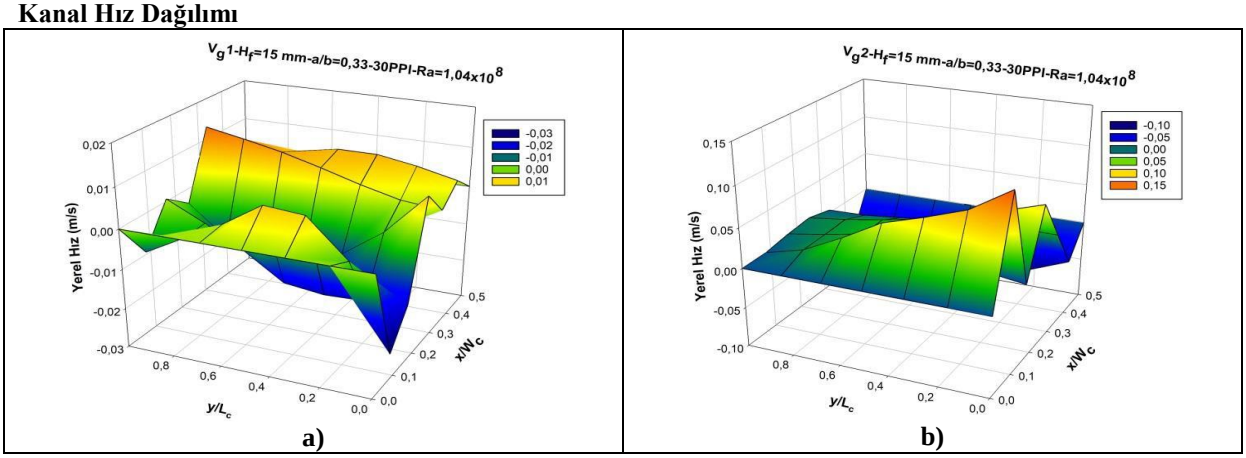


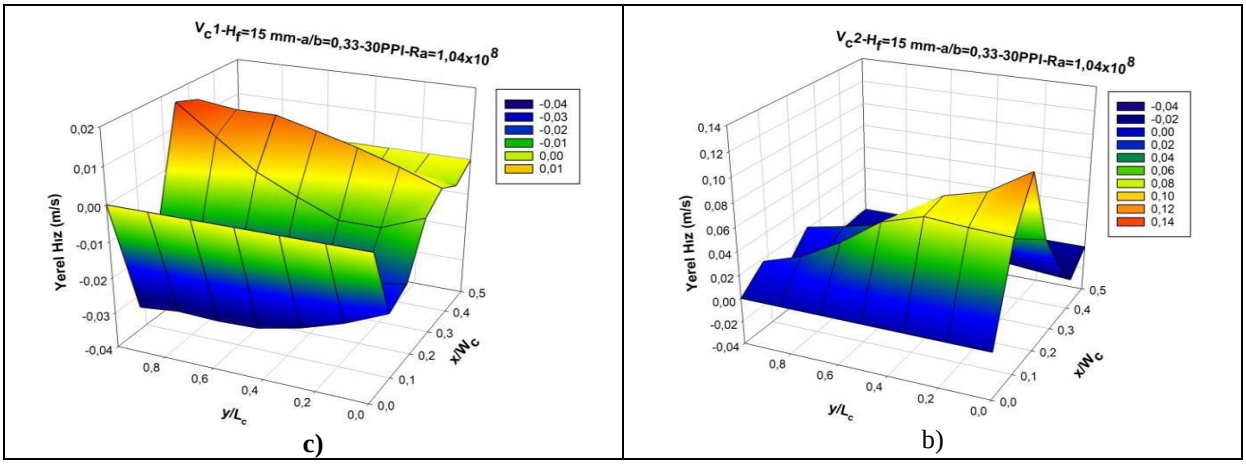
Şekil 13. Farklı görünüş değerleri için ortalama Nusselt sayısının Rayleigh sayısı ve köpük yüksekliğine göre değişimi a) PPI=10 b) PPI=20 c) PPI=30



Şekil 14. H=20 mm için ortalama Nusselt sayısının köpük yoğunluğu ve görünüş oranına göre değişimi a) Ra=1,4x10^5 b) Ra=1,1x10^8 c) 2,0x10^8

Kanal Hız Dağılımı

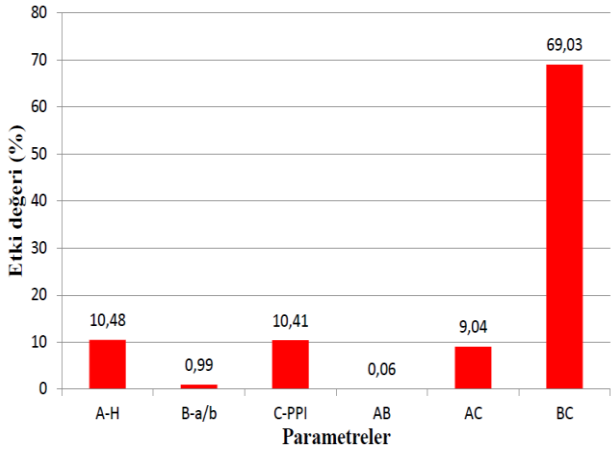




Şekil 15. Üçgen yapıdaki köpük yapının (a) köpük önü, (b)köpük girişi, (c) köpük çıkışı ve (d) köpük arkası için üç boyutlu hız dağılımları (Hf=15 mm, a/b=0,33, 30 ppi ve Ra=1,04x108)

Şekil 15'de görünüş oranı a/b=0,33; köpük yoğunluğu 30 ppi ve köpük yüksekliği Hf=15 mm için üç boyutlu hız dağılımı verilmiştir. Hız dağılımına göre 4 farklı bölgeden hız değerleri elde edilmiştir. x/Wc 0,4-0,5 aralığında, Vg2 (köpük girişi) ve Vc1 (köpük çıkışı) hızlarının ölçüldüğü kısımda köpükler bulunmaktadır. Bu noktalarda hız değerleri yaklaşık sıfır (0) olarak ölçülmüştür. Isıtma yüzeyi x/Wc doğrultusunda paralel y/Lc=0 noktasındadır. Dolayısıyla Vg1 giriş hızında kanalda akış hızının hızlandığı ve y/Lc=1 kısmına kadar hız değerlerinin soğuk yüzeye doğru azaldığı gözlemlenmektedir. Kanal çıkışına doğru köpük yüzeyine yakın tarafta hız artmakta kanal duvarına doğru azalmaktadır. Bu noktada vorteks oluşumlar gözlemlenmektedir. Bunu sebebi kanalın giriş bölümünde kanalın daralması ile birlikte köpük girişinden kopan akışkan vorteks oluşturmaktadır. Kanal çıkışının üst kısmında kanalın daralması ile birlikte akışkan hızlanmaktadır. Yine kanal girişindeki gibi ısıtma yüzeyine yakın olan bölgedeki hız uzak olan bölgeye göre daha fazladır. Buna göre ısıtma yüzeyinde hız 0,10 m/s'ye ulaşırken soğuk yüzeyde bu hız yaklaşık olarak 0,02 m/s'dir.

Şekil 16'da Anova analizine bağlı olarak her bir bağımsız değişkenin bağımlı değişken ortalama Nusselt sayısı üzerindeki değişimi verilmektedir. Görüldüğü gibi Rayleigh sayısı dışında bireysel olarak ortalama Nusselt sayısı üzerindeki en önemli parametreler metal köpük yüksekliği ve gözenek yoğunluğudur. Bununla birlikte bağımsız değişkenlerin etkileşimi sonucu ısı transferindeki artış değeri önemli oranda değişmektedir. Şöyle ki, görünüş oranının ortalama Nusselt sayısı üzerindeki etkisi oldukça düşük olmasına karşın görünüş oranı (a/b) ile gözenek yoğunluğunun etkileşimi sonucunda Nusselt sayısının yaklaşık %70 olarak arttığı gözlenmektedir.



Şekil 16. Rayleigh sayısı dışındaki parametrelerin ortalama Nusselt sayısı üzerindeki etkisi

6. SONUÇLAR

Bu çalışmada 10, 20, 30 ppi gözenek yoğunluğuna sahip bakır köpük malzemeler üçgen ve yamuk olacak şekilde akış kanalına yerleştirilerek Rayleigh sayısının 1x105 ile 2x108 değerleri arasında ve laminer akış şartlarında doğal taşınım ile ısı transferi incelenmiştir. Metal köpük malzemelerin yüksekliği (Hf) 10 mm, 15 mm, 20 mm olacak şekilde ve akış doğrultusuna paralel yerleştirilmiştir. Elde edilen değerler aşağıda özetlenmiştir:

Rayleigh sayısının artmasına bağlı olarak yerel ve dolayısıyla ortalama Nusselt sayısı artmaktadır. Doğal taşınım ile ısı transferi üzerindeki en etkin parametrenin Rayleigh sayısı olduğu belirlenmiştir.

Gözenek yoğunluğu arttıkça akışkanın gözenekli yapı içerisindeki hızı azalmaktadır. Bu durum ısı transferinde nispeten bir azalma ile sonuçlanmaktadır. Buna karşın gözenekli yapının kanatçık etkisine bağlı olarak gözeneksiz yapıya göre ısı transferini daima arttırmaktadır.

Görünüş oranı arttıkça metal gözenekli yapının kanal içerisindeki ısıtma yüzey alanı artmakta buna bağlı olarak ortalama Nusselt sayısı artmaktadır.

Metal köpük malzeme yüksekliği (Hf) arttıkça ısı transferi arttığı gözlenmektedir. Yüksekliğin artması ısı transfer yüzey alanının artmasına neden olmasından dolayı ısı tranferinde de bir artışla sonuçlanmaktadır. Akış kanalı içerisinde sıcak yüzeye yakın bölgelerde sıcaklık farkına bağlı olarak hava yukarı doğru yönlenmekte ve hızlanmaktadır. Isıtma yüzeyinden uzaklaştıkça havanın ortalama hızı azalmakta ve belirli bir mesafe sonra aşağı doğru yönlenmektedir. Bu nedenle ısıtma yüzeyine göre kanal yüksekliğinin belirli bir mesafeden sonra ısı transferi üzerinde olumsuz etkiye sahip olduğu görülmektedir.

İki oranlarına göre Rayleigh sayısının ortalama Nusselt sayısı üzerinde en büyük etkiye sahip olduğu bunu metal köpük yüksekliği ve gözenek yoğunluğu takip ettiği belirlenmiştir.

TEŞEKKÜR

Bu çalışma, Hitit Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri Birimi tarafından 19004-Lisansüstü Tez Projesi kapsamında desteklenmiştir (MUH19004.16.001)

KAYNAKLAR

Abdelatiefa, M. A. ve Omara, M. A., 2019. Free convection experimental study inside square tube with inner roughened surface at various inclination angles. *International Journal of Thermal Sciences*, 144, 14-21.

Akbari M., Ejlali R., et al., 2024, Experimental study of natural convection heat transfer and flow resistance in metal foam filled channels. *Case Studies*

in Thermal Engineering, 58, 103641. https://doi.org/10.1016/j.csite.2024.103641

Antohe B. V., Lage J. L., 1997, The Prandtl number effect on the optimum heating frequency of an enclosure filled with fluid or with a saturated porous medium. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 40(6), 1313–1323. https://doi.org/10.1016/S0017-9310(96)00203-7

Baytaş A. C., 2003, Thermal non-equilibrium natural convection in a square enclosure filled with a heat-generating solid phase, non-Darcy porous medium. *International Journal of Energy Research*, 27(10), 975–988. https://doi.org/10.1002/er.929

Baytaş, A.C. ve Pop, I., 2002. Free Convection in a Square Porous Cavity Using a Thermal Nonequilibrium Model. *International Journal of Thermal Sciences*, 41, 861-870.

Cengel, Y.A., 2003. *Heat Transfer: A Practical Approach*. 2nd ed., McGraw

Chakkingal M., Kenjereš S., Ataei-Dadavi I., Tummers M.J. and Kleijn C.R., 2019, Coupled conduction–convection heat transfer in a cubical cavity partially filled with coarse porous medium. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 75, 118–132. https://doi.org/10.1016/j.ijheatfluidflow.2019.01.004

Chakkingal M., Schiavo S., Ataei-Dadavi I., Tummers M.J., Kleijn C.R. and Kenjereš S., 2020, Effect of packing height and location of porous media on heat transfer in a cubical cavity: Are extended Darcy simulations sufficient? *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 84, 108617. https://doi.org/10.1016/j.ijheatfluidflow.2020.108617

Chamkha A.J., Ismael M.A., Mossa M.A., 2021, MHD natural convection in inclined wavy annulus utilizing hybrid nanofluid with discrete wavy coolers. *Heat and Mass Transfer*, 57, 1365–1379. https://doi.org/10.1007/s00231-021-03047-2

Chamkha A.J., Ismael M.A., Mossa M.A., 2021, Shape and orientation effect on natural convection around a heated vertical cone which loses heat from all its surfaces. *Heat and Mass Transfer*, 57, 1477–1489. https://doi.org/10.1007/s00231-021-03056-1

Chamkha A.J., Mossa M.A., Ismael M.A., 2021, Magnetohydrodynamic thermal convection of Cu–Al_2O_3/water hybrid nanofluid saturated with porous media subjected to half-sinusoidal nonuniform heating. *Heat and Mass Transfer*, 57, 1461–1475. https://doi.org/10.1007/s00231-021-03054-3

Chidambara Raja S., Venkateshan S.P. and Das S.K., 2013, Influence of contact resistance and natural convection effects on nondimensional effective thermal conductivity estimation of two-phase materials. *Heat and Mass Transfer*, 49, 1435–1449. https://doi.org/10.1007/s00231-013-1194-4

De Schampheleire S., De Kerpel K., De Jaeger P., Huisseune H., Ameel B. and De Paepe M., 2015, Buoyancy driven convection in open-cell metal foam using the volume averaging theory. *Applied Thermal Engineering*, 79, 225–233. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2015.01.019

Dukhan N., Klatzke H., Liang M., Ghannam M. and Ramaswamy D., 2025, Thermal-resistance modeling of free convection in metal foam for electronics cooling. *International Journal of Thermal Sciences*, 214, 109901. https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2025.109901

Guo X., Li H., Zhao Y., Zhang Q. and Sun B., 2025, Enhancement of natural convection heat transfer in open-cell metal foams using fins and structural optimization. *International Journal of Thermal Sciences*, 220, 108872. https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2024.108872

Kathare V., et al., 2008, Natural convection heat transfer in partially filled cavities with metal foam. *Applied Thermal Engineering*, 28(11–12), 1377–1387. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2007.09.001

Liu C., Zhang M., Bi G., Chen J., Bai Y., Wang D. and Deng M., 2025, Research on comprehensive heat dissipation characteristics of AlSi7Mg TPMS heat sinks manufactured by laser powder bed fusion. *Applied Thermal Engineering*, 261, 124941. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2024.124941

Mahdi R., et al., 2019, Theoretical analysis of free convection in a partially foam-filled enclosure. *Heat and Mass Transfer*, 55, 2231–2245. https://doi.org/10.1007/s00231-019-02632-6

Nield D.A. and Kuznetsov A.V., 2004, Steady natural convection flow of a particulate suspension through a circular pipe. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 47(12–13), 2713–2720. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2003.11.027

Prasad V., 1993, Experimental investigation of natural convection in partially porous-filled enclosures. *Journal of Heat Transfer*, 115(4), 1010–1018. https://doi.org/10.1115/1.2910775

Rieksts K., Hoff I., Scibilia E. and Côté J., 2019, Modelling the Nu–Ra relationship to establish the intrinsic permeability of coarse open-graded materials from natural air convection tests in a 1 m³ cell. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 135, 925–934. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2019.01.034

Tang Y., Liu Z., Li X., Huang Q., Wu J. and Xu J., 2025, Experimental and numerical study on natural convection in metal foams: Heat transfer and flow resistance characteristics. *Applied Thermal*

Engineering, 263, 125392. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2024.125392

Zhao C.Y. and Lu T.J., 2005, Natural convection in metal foams with open cells. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 48(12), 2452–2463. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2005.01.001

Zhao C.Y., Lu T.J., Hodson H.P., 2015, Influence of orientation and radiative heat transfer on aluminum foams in buoyancy-induced convection. *Metals*, 5(3), 1366–1386. https://doi.org/10.

CHEVRON TİPİ BİR CONTALI PLAKALI ISI DEĞİŞTİRİCİDE ISI TRANSFERİ VE BASINÇ KAYBININ DENEYSEL VE SAYISAL ANALİZİ

Mehmet Tahir ERDİNÇ*, Sergen ŞENYÜREK, Muhammet Nasıf KURU***, Mehmet BİLGİLİ****, Tuncay YILMAZ*****

* Tarsus Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makina Mühendisliği Bölümü, 33400, Tarsus, Mersin, mtahirerdinc@tarsus.edu.tr

** Tarsus Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makina Mühendisliği Bölümü, 33400, Tarsus, Mersin, ve Ares Isı Transferi Sistemleri A.Ş. sergensenyurek@gmail.com

*** Tarsus Üniversitesi Mersin Tarsus Organize Sanayi Bölgesi Teknik Bilimler Meslek Yüksekokulu, 33400, Tarsus, Mersin, mnasifkuru@tarsus.edu.tr

****Çukurova Üniversitesi, Ceyhan Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 01330, Sarıçam, Adana, mbilgili@cu.edu.tr

*****tunyil@cu.edu.tr

Özet: Bu çalışmada, chevron tipi plakalı contalı ısı değiştiricilerin (CPİD) termal performansı ve basınç kaybı karakteristikleri hem deneysel hem de sayısal yöntemlerle incelenmiştir. Kompakt tasarımı, yüksek ısı transfer kapasitesi ve bakım kolaylığı sayesinde endüstride yaygın olarak kullanılan CPİD sistemlerinin performans optimizasyonu, sürdürülebilir ve verimli enerji sistemlerinin tasarımı açısından büyük önem taşımaktadır. Deneysel çalışmalar, uluslararası standartlarına uygun olarak tasarlanmış bir test düzeneği ile gerçekleştirilmiştir. Farklı kütlesel debiler ve sıcaklık koşulları altında, ısı transfer katsayısı, etkinlik ve basınç kaybı performans parametreleri analiz edilmiştir. Elde edilen deneysel veriler hem sayısal simülasyonlar hem de literatürdeki bulgular ile karşılaştırılarak doğrulanmıştır. Sayısal analizlerde, geliştirilen üç boyutlu modeli çözülerek akışkanın plakalar arasındaki davranışı detaylı biçimde değerlendirilmiştir. Chevron yapıdaki plaka deseninin türbülans oluşumuna etkisi hız dağılımları üzerinden incelenmiştir. Elde edilen sonuçlar, chevron tipi plaka desenlerinin ısı transferini artırmakla birlikte basınç kaybını da belirgin biçimde etkilediğini göstermektedir. Her bir plaka modelinin farklı geometrik parametrelere sahip olması nedeniyle deneysel ve sayısal inceleme yapılmadan, literatürdeki genel korelasyonların doğrudan kullanılması uygun değildir. Bu yönüyle çalışma, her plakanın özgün performans karakteristiğinin belirlenmesi gerektiğini vurgulayarak, tasarımlarda güvenilir veri elde edilmesine katkı sağlamaktadır.
Anahtar Kelimler: plakalı ısı değiştiricisi, basınç kaybı, ısı transferi.

EXPERIMENTAL AND NUMERICAL ANALYSIS OF HEAT TRANSFER AND PRESSURE DROP IN A CHEVRON-TYPE GASKETED PLATE HEAT EXCHANGER

Abstract: In this study, the thermal performance and pressure drop characteristics of a chevron-type gasketed plate heat exchanger (GPHE) were investigated using experimental and numerical methods. Due to their compact design, high heat transfer efficiency, and ease of maintenance, GPHE systems are widely used in industrial applications. Optimizing their performance is crucial for the development of sustainable and energy-efficient systems. Experimental investigations were conducted using a test setup designed in accordance with international standards. Performance parameters such as heat transfer coefficient, effectiveness and pressure drop were evaluated under varying mass flow rates and inlet temperature conditions. The experimental data was validated through numerical simulations and compared with relevant literature findings. For the numerical analysis, a three-dimensional model was developed and solved to investigate the detailed flow behaviour between the plates. The influence of the chevron plate pattern on turbulence generation was examined in terms of velocity contours. The results revealed that the chevron-type plate design enhances heat transfer while significantly increasing pressure drop. Due to the different geometric parameters of each plate model, directly applying general correlations from the literature without experimental or numerical investigation is not appropriate. In this regard, the study highlights the necessity of determining the unique performance characteristics of each plate, thereby contributing to the generation of reliable data for designs.
Keywords: plate heat exchangers, pressure drop, heat transfer.

GİRİŞ

Plakalı ısı değiştiriciler, ısı transferi uygulamalarında kompakt yapıları, yüksek ısı transfer yüzey alanı sağlayabilen geometrileri ve bakım kolaylıkları nedeniyle hem endüstriyel hem de konut uygulamalarında yoğun şekilde kullanılmaktadır. Kimya, gıda, ilaç, ısıtma, soğutma ve havalandırma sistemleri gibi birçok sektörde enerji verimliliği hedeflerinin artmasıyla birlikte plakalı ısı değiştiricileri (PİD)'lerin performans artırımı ve tasarım optimizasyonu çalışmaları büyük ilgi görmüştür.
PİD 'lerin sunduğu yüksek ısı transfer katsayıları, dalgalı plaka geometrileri sayesinde türbülansın artırılmasıyla sağlanmaktadır. Ancak bu dalgalı yapılar aynı zamanda basınç kaybını da artırarak pompalama maliyetlerini yükseltmektedir. Bu nedenle tasarım sürecinde ısı transferi ve basınç kaybı arasındaki denge kritik bir unsur olarak ortaya çıkmaktadır.
Son yıllarda farklı plaka geometrileri (chevron açısı, dalga boyu, dalga derinliği, mikro yapı eklemeleri), deneysel analizler, hesaplamalı akışkanlar dinamiği (HAD) modellemeleri gibi çok sayıda çalışma yapılmıştır. Özellikle akış dağılımı, kirlilik etkileri, çift fazlı akış performansı ve gelişmiş korelasyonlar gibi detaylı konular incelenmiştir.
(Sadeghianjahromi vd., 2022) çalışmalarında farklı chevron açılarına (30°, 45°, 60°) sahip plakalı ısı değiştiricilerin termal-hidrolik performansı deneysel ve HAD modellemesiyle araştırılmıştır. ANSYS Fluent yazılımı kullanılarak yapılan 3B simülasyonlarda k-ε türbülans modelini kullanılmıştır. Deneysel bulgulara göre 60° açılı plakalar en yüksek Nusselt sayısına ulaşmış, ısı transferi artmış fakat basınç kaybı da önemli ölçüde yükselmiştir. 30° açılı plakalar düşük basınç kaybı sağlamış ancak daha düşük ısı transfer performansı sunmuştur.45° açılı plakalar ise ısı transferi ve basınç kaybı arasında optimum dengeyi sağlamıştır. Ayrıca yeni korelasyonlar geliştirilmiş olup, HAD ile deney sonuçları arasında %7'den az hata bulunmuştur.
(Miura vd., 2008), plakalı ısı değiştiricilerde basınç düşüşünü tahmin etmek için HAD analizlerini kullanmıştır. Çalışmada özellikle chevron tipi plakalarda dalga açıları ve geometri parametrelerinin basınç kaybına etkisi incelenmiştir. Reynolds sayısının artmasıyla birlikte hem sürtünme katsayısının hem de basınç düşüşünün arttığı gösterilmiştir. HAD sonuçları deneysel verilerle kıyaslanmış ve %5-8 aralığında bir sapmayla doğruluk sağlanmıştır. Özellikle düşük Re bölgelerinde laminer rejim etkilerinin önemli olduğu vurgulanmış ve yeni sürtünme faktörü korelasyonları önerilmiştir.
(Faizal & Ahmed, 2012) küçük sıcaklık farklarında çalışan plakalı ısı değiştiricilerin performansı incelenmiştir. Dalgalı (Corrugated) plaka yapısının, küçük ΔT değerlerinde bile etkili ısı transferi sağlayabildiği gözlemlenmiştir. Çalışma sonuçlarında artan dalga derinliği ile ısı transfer katsayısında belirgin artış olmuştur. Küçük sıcaklık farklarında transferi birim katsayısı (NTU) metodu, performans hesaplamalarında daha doğru sonuçlar verildiği belirtilmiş olup, ayrıca Reynolds sayısının 400 ile 4000 arasında değiştiği deneysel bir parametre aralığı kullanılmıştır.
(Muley vd., 1999), farklı chevron açılarına (30°, 45°, 60°) sahip plaka ısı değiştiricilerde türbülanslı rejimde (Re > 1000) ısı transferi ve basınç kaybı davranışlarını deneysel olarak incelemiştir. Isı transfer katsayısı, chevron açısının artmasıyla önemli oranda artmıştır ve basınç kaybı da chevron açısının artışıyla birlikte doğrusal olmayan şekilde yükselmiştir. 45° açılı plaka, ısı transferi ve basınç kaybı arasında optimum performansı sağlamıştır. Çalışmada ayrıca sürtünme faktörü ve Nusselt sayısına yönelik yeni ampirik korelasyonlar önerilmiştir. Özellikle yüksek viskoziteli sıvılarda 45°–60° açıların daha verimli olduğu belirtilmiştir.
(Arsenyeva vd., 2019) geleneksel chevron plakalara alternatif olarak yastık tipi plaka (pillow-plate) ısı değiştirici tasarımları optimize edilmiştir. Pillow-plakaların farklı şişme oranları ve kanal şekillerinin, akış düzeni ve ısı transfer performansı üzerindeki etkileri HAD analizleriyle incelenmiştir. Optimum şişme oranının 1.25–1.5 aralığında olduğu ve bu aralıkta hem yüksek ısı transfer katsayısı hem de düşük basınç kaybı sağlandığı belirlenmiştir. Yastık tipi tasarımlarda girdap etkisinin doğal olarak oluştuğu ve bunun sınır tabaka incelmesini desteklediği vurgulanmıştır. Yastık plakalı tasarımların özellikle süt endüstrisi, gıda işleme ve kimyasal proseslerde avantajlı olabileceği önerilmiştir.
(Li & Hrnjak, 2021), tek fazlı akışlarda plakalı ısı değiştiricilerde akış dağılımı eşitsizliklerini hem deneysel hem de sayısal olarak incelemiştir. Akış dağılımı, özellikle giriş tasarımına ve plakalar arası basınç farklarına hassastır. Düşük Reynolds sayılarında (Re < 500) ciddi akış eşitsizliği (maldistribution) oluşmuş, bu da sıcaklık dağılımlarında düzensizliklere yol açmıştır. Yüksek Reynolds sayılarında ise akışın daha homojen olduğu tespit edilmiştir. Çalışmada geliştirilen giriş modeli ile akış dağılımı daha doğru şekilde tahmin edilebilmiştir.
(Yang vd., 2017) tek fazlı akışlar için yeni Nusselt sayısı ve sürtünme faktörü korelasyonları geliştirilmiştir. Geniş bir deneysel veri seti (Re = 500–4000 aralığında) oluşturulmuştur. Nusselt sayısı korelasyonu, Re ve Prandtl sayısının yanı sıra chevron açısının etkisini de içerecek şekilde yeniden formüle edilmiştir. Sürtünme katsayısı korelasyonu da geniş bir deneysel baz alınarak güncellenmiştir. Geliştirilen korelasyonlar, mevcut literatürdeki diğer modellerle karşılaştırılmış ve daha düşük hata oranları göstermiştir.
(Aboul Khail & Erişen, 2022)geleneksel düz sinusoidal corrugation yerine hiperbolik tanjant fonksiyonuna dayalı yeni bir plaka geometrisi önerilmiştir. Yeni tasarımın ısı transfer katsayısını %20–40 arasında artırdığı, aynı zamanda basınç kaybını %10 azaltabildiği gözlemlenmiştir.
(Arsenyeva vd., 2013) PİD geometrisinin (dalga açısı, dalga boyu, dalga derinliği) plakalı ısı değiştirici performansına etkileri detaylıca incelenmiştir. Yüksek açılı ($\beta > 60°$) plakalarda türbülans oluşumu ve ısı transferi artarken, basınç kaybının da dramatik şekilde yükseldiği gösterilmiştir. HAD destekli modellemelerde dalga boyu ve dalga derinliğinin optimize edilmesiyle

hem ısı transferi hem de basınç kaybı arasında optimum bir denge kurulabileceği ortaya konmuştur. Yeni eşitlikler geliştirilmiş ve literatürdeki mevcut modellerle kıyaslanarak doğruluk analizleri yapılmıştır. Sonuç olarak, dalgalı plaka geometri tasarımı doğrudan sistem verimliliğini etkileyen en kritik parametrelerden biri olarak vurgulanmıştır.

(Nilpueng & Wongwises, 2015), plaka yüzeyine pürüzlülük ekleyerek ısı değiştirici performansını deneysel olarak incelemiştir. Pürüzlü yüzeyler, sınır tabaka gelişimini bozarak ısı transfer katsayısını artırmıştır. Ancak pürüzlülük derecesinin artmasıyla birlikte basınç kaybında da önemli artış gözlenmiştir. Pürüzlü yüzeye sahip plakalarda ısı transfer katsayısında %10–25 arasında artış, basınç kaybında ise %30'a varan artışlar rapor edilmiştir. Yeni deneysel eşitlikler Reynolds sayısı, Prandtl sayısı ve pürüzlülük parametrelerine bağlı olarak elde edilmiştir. Bu sonuçlar, özellikle kompakt tasarım gerektiren sistemlerde ısı transferini artırmak için pürüz modifikasyonu yapılabileceğini göstermektedir.

(Grijspeerdt vd., 2003)süt pastörizasyonu için kullanılan plakalı ısı değiştiricilerin HAD analizi yapılmıştır. ANSYS Fluent kullanılarak 3B modelleme yapılmış, laminer ve türbülanslı akış rejimleri incelenmiştir. Akış eşitsizliği kaynaklı sıcaklık sapmalarının ürün güvenliğini tehdit edebileceği vurgulanmıştır. Özellikle giriş ve çıkış bölgelerinde oluşan ölü bölgeler nedeniyle sıcaklık profilinin homojen olmadığı tespit edilmiştir.

(Raja vd., 2018)plakalı ısı değiştiriciler için çok amaçlı optimizasyon yöntemi uygulanmıştır. Amaç fonksiyonları olarak maksimum ısı transferi ve minimum basınç kaybı. Genetik algoritmalar kullanılarak plaka açıları, dalga boyları ve plaka sayısı gibi tasarım parametreleri optimize edilmiştir. Sonuçlarda, geleneksel tasarımlara kıyasla %15'e kadar daha yüksek ısı transferi ve %10 daha düşük basınç kaybı sağlanabileceği gösterilmiştir.

(Panday & Singh, 2020) çok geçişli plakalı ısı değiştiricilerin ısı transferi ve basınç kaybı performansı deneysel olarak analiz edilmiştir. Farklı geçiş konfigürasyonlarının (tek geçiş, iki geçiş) termal-hidrolik etkileri karşılaştırılmıştır. İki geçişli sistemlerde, tek geçişe kıyasla %18 daha yüksek ısı transfer katsayısı elde edilmiştir. Ancak çok geçişli tasarım, basınç kaybını %25 oranında artırmıştır. Çalışmada ayrıca NTU-etkinlik analizi yapılmış ve optimal geçiş sayısının hem sistem gereksinimlerine hem de pompalama enerjisi sınırlarına göre seçilmesi gerektiği vurgulanmıştır.

(Ma vd., 2021) karma sinüzoidal ve düz dalgalı plaka geometrilerine sahip plaka ısı değiştiricilerin performansı optimize edilmiştir. Sinüzoidal bölümler türbülans artırarak ısı transferini desteklemiş, düz bölgeler ise basınç kaybını azaltmıştır. HAD simülasyonları ve deneysel testler ile farklı karışım oranları incelenmiştir. %30 sinüzoidal ve %70 düz yüzey oranı optimum bulunmuş ve bu konfigürasyonda hem ısı transferinde %15 artış hem de basınç kaybında %10 azalma sağlanmıştır.

(Lee & Lee, 2015) chevron tipi plaka ısı değiştiriciler için sürtünme katsayısı (f) ve Colburn faktörü (j) eşitlikleri geliştirilmiştir. Geniş bir deneysel veri seti toplanmış ve Reynolds sayısının etkisi analiz edilmiştir. Yeni eşitlikler hem laminer hem de türbülanslı akış rejimlerini kapsayacak şekilde formüle edilmiştir. Geliştirilen modellerin hata oranı %5'in altında kalmış ve mevcut literatürdeki korelasyonlardan daha yüksek doğruluk sağlamıştır.

(Zhang vd., 2016) yüksek viskoziteli akışkanlar için özel olarak tasarlanmış kapsül tipi plaka ısı değiştirici geliştirilmiştir. Kapsül tipi dalgalı yüzeyler ile laminer-türbülans geçişleri optimize edilmiştir. HAD analizleri, kapsül yapıların sınır tabakayı bozarak ısı transferini %35'e kadar artırabildiğini göstermiştir. Ayrıca konvansiyonel plakalarla karşılaştırıldığında %20 daha düşük basınç kaybı sağlanmıştır. Bu tasarım özellikle viskoz yağlar, şuruplar ve polimer çözeltileri gibi uygulamalarda önerilmektedir.

(Arsenyeva vd., 2023) derleme çalışmasında PİD'lerde ısı transfer artırma yöntemleri sistematik şekilde özetlenmiştir. Dalgalı plaka formu optimizasyonu, girdap artırımı, pürüzlü yüzeyler, nanoakışkan kullanımı gibi yöntemler detaylandırılmıştır. Ayrıca aktif yöntemler (mekanik titreşim, faz değişimi destekli) ve pasif yöntemler karşılaştırılmıştır. HAD ve deneysel veriler temel alınarak hangi yöntemlerin hangi koşullarda daha etkili olduğu belirtilmiştir. Gelecekteki araştırmalarda hibrit tekniklerin (örneğin, pürüz + nanoakışkan) birleştirilmesi önerilmiştir.

(Selbaş vd., 2009) plakalı ısı değiştiricilerin performans tahmini için Yapay Sinir Ağları (YSA) modeli geliştirilmiştir. Girdi parametreleri olarak giriş sıcaklıkları, kütlesel debiler, plaka geometrisi seçilmiştir. Çıkış parametreleri olarak ısı transfer katsayısı ve basınç kaybı verilmiştir. Eğitim veri seti, geniş bir deneysel çalışma serisine dayanmıştır. Eğitim ve test aşamalarında %95 üzerinde doğruluk elde edilmiştir. Sonuç olarak YSA'nin, geleneksel deneysel çalışmaların yerini alabilecek hızlı ve güvenilir bir alternatif sunduğu gösterilmiştir.

(Freund & Kabelac, 2010) plaka yüzeylerinde lokal ısı transfer katsayılarının ölçümü için kızılötesi (IR) termografi kullanılmıştır. Özel plaka düzenekleri hazırlanarak farklı chevron açılarına sahip plakalarda sıcaklık dağılımları izlenmiştir. IR termografi ile elde edilen sıcaklık haritaları sayesinde yerel Nusselt sayıları hesaplanmıştır. Yüksek chevron açılarında akışın daha fazla türbülanslı olduğu ve buna bağlı olarak lokal ısı transferinin arttığı doğrulanmıştır. Bu yöntem, HAD validasyonu ve tasarım optimizasyonu için oldukça güçlü bir araç sunmuştur.

(Mota vd., 2014) küçük sıcaklık farklarında çalışan plakalı ısı değiştiricilerin performansı incelenmiştir. Reynolds sayısı 200–1500 aralığında değişen akışlar test edilmiştir. Küçük sıcaklık farklarında, dalgalı plaka tasarımının sınır tabaka yenilenmesini artırarak ısı transferi iyileştirdiği gözlemlenmiştir. Düşük sıcaklık farklarında etkinliğin korunabilmesi için optimum plaka açıklığı ve plaka açısının kritik olduğu vurgulanmıştır. Bu sonuçlar, özellikle düşük ΔT'li soğutma ve ısı geri kazanım sistemleri için önemlidir.

(Rao vd., 2002) akış dağılımı eşitsizliğinin plakalı ısı değiştirici performansına etkisi incelenmiştir. Akışın eşit dağılmadığı durumlarda plaka kanalları arasında sıcaklık ve basınç farklarının oluştuğu ve sistem performansının %15'e kadar düşebileceği belirlenmiştir. Giriş borusu

tasarımının ve kanal boyutlarının akış dağılımı üzerinde kritik etkileri olduğu bulunmuştur. Ayrıca matematiksel bir model geliştirilerek farklı giriş geometrilerinin karşılaştırılması yapılmıştır. Bu sonuçlar, özellikle endüstriyel ölçekte PİD tasarımlarında giriş-çıkış borusu optimizasyonunun önemini vurgulamaktadır.

(Al Zahrani vd., 2021) tarafından modifiye edilmiş düz plaka ısı değiştirici tasarımı sunulmuştur. Düz plaka üzerine mikro yapı desenleri yapılarak edilerek ısı transfer katsayısının artırılması hedeflenmiştir. Deneysel testlerde, mikro yapı eklenmiş plakalarda %25'e kadar daha yüksek ısı transferi gözlenmiştir. Aynı zamanda basınç kaybında %10 artış olmuştur. Bu tasarım, kompakt alanlarda yüksek verim gerektiren uygulamalar için önerilmiştir.

(Xu & Smith, 2018) mevcut plaka ısı değiştirici ağlarının yeniden tasarım stratejileri analiz edilmiştir. Geliştirilen model, minimum ek plaka değişimi ile maksimum enerji tasarrufu sağlamayı hedeflemiştir. Genetik algoritma destekli optimizasyon kullanılarak %15'e kadar enerji geri kazanımı sağlanabileceği gösterilmiştir. Ayrıca yeniden tasarım stratejilerinin toplam sistem yatırım maliyetinde %20'ye kadar azalma sağladığı rapor edilmiştir.

(Jin & Hrnjak, 2017) uç plaka etkisinin PİD performansı üzerindeki etkileri deneysel olarak incelenmiştir. Uç plakaların kalınlığı ve termal iletkenliği değiştirilerek farklı konfigürasyonlar test edilmiştir. Yüksek termal iletkenliğe sahip uç plakalar, toplam ısı transfer katsayısında %8 artış sağlamıştır. Düşük iletkenlikli uç plakalar ise ısı transferinde ölü bölgeler oluşturmuş ve verimi düşürmüştür. Özellikle küçük PİD'lerde uç plakaların etkisinin daha belirgin olduğu vurgulanmıştır. Bu sonuçlar, kompakt ısı değiştirici tasarımında uç plaka optimizasyonunun önemini göstermiştir.

(Turk vd., 2016) plakalı ısı değiştiricilerin ısı transfer katsayısını ve basınç kaybını tahmin etmek için YSA modeli kurulmuştur. Girdi değişkenleri olarak Re, Pr, plaka geometrisi parametreleri olarak verilmiştir. YSA modeliyle deney verilerinden türetilmiş veriler arasında %95 doğruluk sağlanmıştır. Yapay sinir ağı modeli, hızlı tasarım optimizasyonları için kullanılabilir potansiyel göstermiştir.

(Aradag vd., 2017)plaka ısı değiştiricilerdeki ısı transfer katsayısı ve basınç kaybı tahmini için YSA modeli geliştirilmiştir. Eğitim verisi olarak geniş deneysel ölçüm seti kullanılmıştır. Model, %95'in üzerinde doğruluk sağlamış ve deneysel bulgularla yüksek uyum göstermiştir. YSA tabanlı modellerin özellikle çok değişkenli tasarım optimizasyonlarında kullanılabileceği belirtilmiştir.

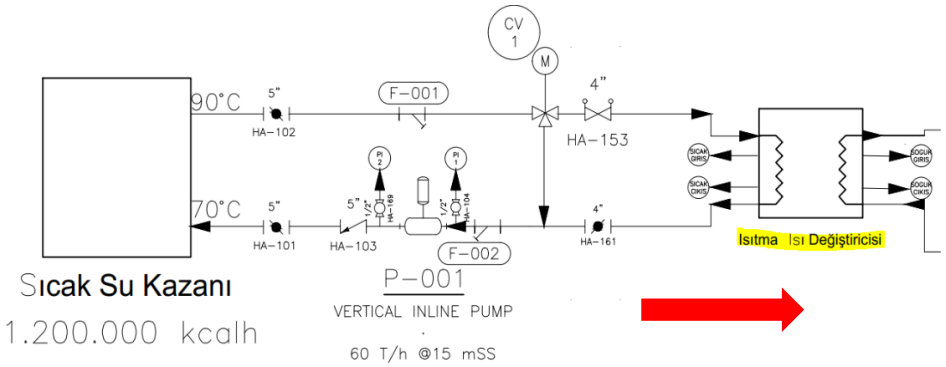
(Dheenamma vd., 2019) farklı çalışma koşulları (debi, sıcaklık farkı) altında PİD performansının YSA ile tahmin edilmesi amaçlanmıştır. 3 katmanlı ileri beslemeli yapay sinir ağı mimarisi kullanılmıştır. Ortalama hata oranı %3'ün altında bulunmuştur.

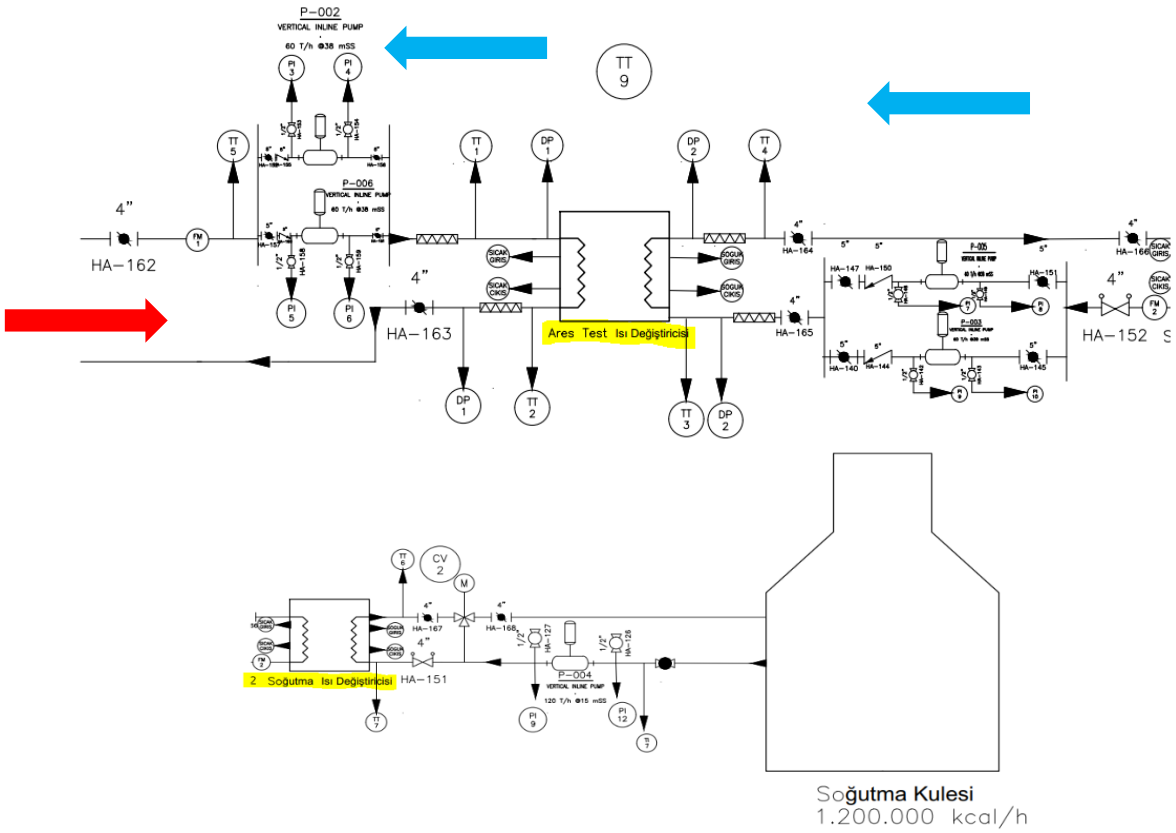
Bu çalışmada da, chevron tipi contalı plakalı ısı değiştiricilerin termal ve hidrolik performansları deneysel olarak ve akışı da sayısal analizlerle değerlendirilmiştir.

MATERYAL ve METOT

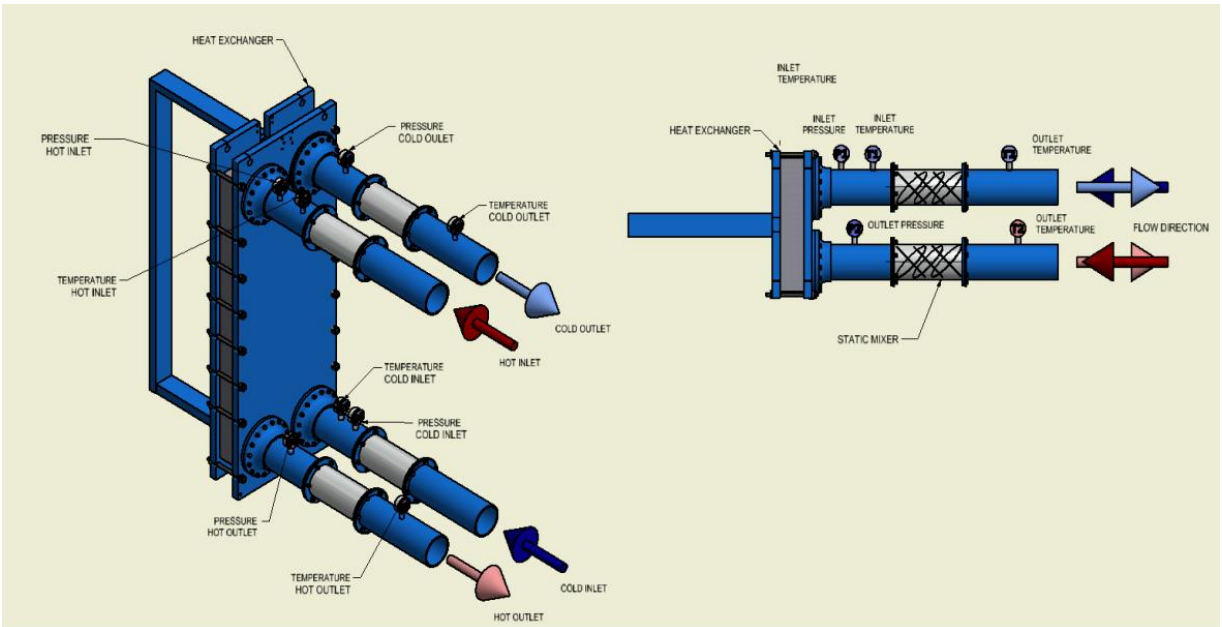
Deney düzeneğinin şematik olarak çizimi ve yerleşimi Şekil 1, 2 ve 3'te gösterilmiştir. Deney düzeneği Adana organize sanayi bölgesinde üretim yapan Ares Isı Transfer Sistemleri firmasında kurulmuş deney düzeneğinden yararlanılmıştır. Deney verilerinin data analizi ve sayısal hesaplamalar Erdinç (Erdinç, 2019) ve Erdinç, vd.(Erdinç vd., 2021)'ye göre yapılmıştır. Deneylerin detaylı anlatımı Senyürek (2023) tarafından verilmiştir. Sistem sıcak su devre kontrolü ve soğuk su devre kontrolü olarak iki kısımda çalışmaktadır. Sıcak su devre kontrolü için bir ısı değiştirici ve kazan kullanılmakta olup soğuk su devre kontrolü için bir ısı değiştirici ve kule kullanılmaktadır.

Sıcak su devre kontrolünde kullanılacak ısı değiştiricisi ısıtma ısı değiştiricisi, soğuk su devre kontrolünde kullanılacak ısı değiştiricisi ise soğutma ısı değiştiricisi olarak adlandırılmıştır.





Şekil 1. Performans ölçme deney düzeneği (Sıcak su devresi, test devresi ve soğuk su devresi)



Şekil 2. AHRI Standartlarını Gösteren Çizim (AHRI, 2015)



Şekil 3. Deney düzeneğinin farklı kesitleri

Sistem tarafından ihtiyaç duyulan ısıl enerjinin kaynağı, sıcak su sağlayan bir kazandır. Bu kazan, çıkış hattına entegre edilmiş bir sıcaklık algılayıcısından alınan geri besleme sinyaline göre brülör kapasitesini oransal olarak otomatik biçimde ayarlamaktadır. Kazan brülörü kontrolüne ilişkin herhangi bir doğrudan kullanıcı müdahalesi bulunmamaktadır. Deneysel çalışmalarda, düşük yük ve ani yük değişimlerinin gözlenmemesi sayesinde, kazan brülörü belirli bir süre sonunda kendi tarafındaki sıcaklık dengesini otomatik olarak sağlamaktadır.

Kazan çıkışından alınan sıcak su, ilk olarak ısıtma amacıyla kullanılan bir ısı değiştiricinin sıcak girişine yönlendirilmektedir. Bu hatta yer alan üç yollu kontrol vanası (CV-1), suyun sıcaklığını hassas biçimde düzenleyerek, Amerikan Isıtma, Soğutma ve İklimlendirme Mühendisleri Derneği (AHRI) standartlarına uygun olarak sıcaklık dalgalanmasının ±0,3 °C sınırında kalmasını sağlamaktadır. CV-1 vanası, TT-5 sıcaklık sensöründen alınan veriyle birlikte kullanıcının belirlediği sıcak su devresi giriş sıcaklığına göre pozisyonunu kontrol algoritması ile ayarlamaktadır. Isıtma ısı değiştiricisinden çıkan sıcak akışkan, tekrar kazana geri dönerken CV-1 vanasından önce bir hava tahliye elemanı konumlandırılmıştır.

Isıtma ısı değiştiricisinden çıkan soğuk akışkan ise test ısı değiştiricisinin sıcak girişine yönlendirilmektedir. Bu akışkan, test ısı değiştiricisine ulaşmadan önce elektromanyetik debimetreden (FM-1) geçerek anlık debisi ölçülmektedir. Ölçülen debi değerine göre, sisteme entegre edilen iki adet pompa (P-002 ve P-006), dönüş frekanslarını otomatik olarak ayarlayarak hedeflenen debi değerini sağlamaktadır. Bununla birlikte, kullanıcı talebine bağlı olarak sabit devir sayısıyla çalıştırılabilmekte, gerektiğinde tek ya da her iki pompa aynı anda devreye alınabilmektedir.

Test ısı değiştiricisinden çıkan sıcak akışkan, döngüsünü tamamlamak üzere tekrar ısıtma ısı değiştiricisinin soğuk girişine yönlendirilmektedir. Bu devre üzerinde, test ısı değiştiricisinin sıcak tarafında oluşan basınç farkının izlenebilmesi amacıyla mevcut sistemde girişe bir PT1 ve çıkışa bir PT2 basınç sensörü yerleştirilmiştir. Bu çalışmada bu ölçüm, diferansiyel basınç sensörü (DP1) ile tek noktadan sağlanmaktadır. Isı transfer hesaplamalarının gerçekleştirilmesi amacıyla akışkanın giriş ve çıkışına birer sıcaklık sensörü (sırasıyla TT1 ve TT2) entegre edilmiştir.

Sistemin ihtiyaç duyduğu soğutma enerjisi, açık çevrimli bir soğutma kulesi aracılığıyla sağlanmakta olup, bu nedenle sistem çalışma şartları ortam yaş termometre sıcaklığının yaklaşık 5 °C üzerinde sınırlanmıştır. Soğutma devresi boyunca çalışan kule pompası (P-004) test boyunca sabit devirle sürekli olarak çalışmakta, ancak kullanıcı arayüzü üzerinden istenilen devir sayısına ayarlanabilmektedir.

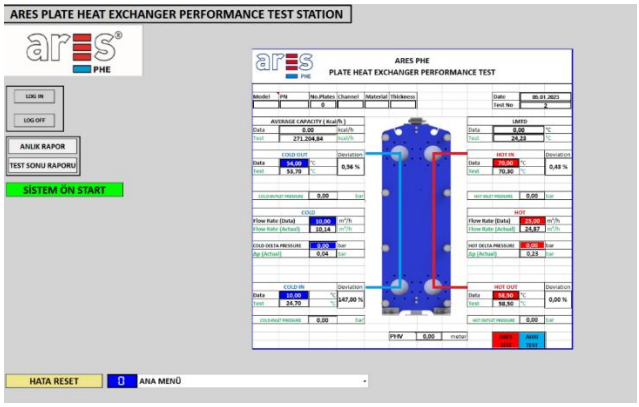
Soğutma kulesinden çıkan soğuk su, soğutma ısı değiştiricisinin soğuk girişine yönlendirilir. Bu hatta bulunan CV-2 kodlu üç yollu vana, TT-6 sıcaklık sensöründen gelen veri doğrultusunda kullanıcının belirlediği hedef sıcaklık değerini karşılamak üzere pozisyonunu hassas biçimde ayarlamaktadır. Buradaki kontrol stratejisi de ±0,3 °C sıcaklık salınımını geçmeyecek şekilde AHRI standartlarına uyum sağlamak üzere kurgulanmıştır. Soğutma ısı değiştiricisinden çıkan ve kuleye geri dönen hatta da CV-2 vanasından önce bir hava atıcı yerleştirilmiştir.

Soğutma ısı değiştiricisinin sıcak çıkışından alınan akışkan, test ısı değiştiricisinin soğuk girişine yönlendirilmektedir. Bu akışkan, test ısı değiştiricisine ulaşmadan önce FM-2 elektromanyetik debimetreden geçerek anlık debisi ölçülmekte; ardından iki adet pompa (P-003 ve P-005) ölçülen bu değere bağlı olarak otomatik şekilde devir sayısını ayarlamaktadır. Aynı şekilde, bu pompalar da kullanıcı tarafından belirlenen sabit bir devirde çalıştırılabilir ve isteğe göre tekli ya da çiftli pompa konfigürasyonuyla çalıştırılabilmektedir.

Test ısı değiştiricisinden çıkan soğuk su tekrar soğutma ısı değiştiricisinin sıcak girişine iletilerek devre tamamlanmaktadır. Bu kapalı devre boyunca test ısı değiştiricisinin soğuk tarafında oluşan basınç kaybını izlemek amacıyla girişe PT3, çıkışa PT4 basınç sensörleri yerleştirilmiştir. Yeni düzenlemeye göre bu ölçüm, diferansiyel basınç sensörü (DP2) ile yapılmaktadır. Isıl

analizlerin sağlıklı yürütülebilmesi adına giriş ve çıkış noktalarına TT3 ve TT4 sıcaklık sensörleri monte edilmiştir.

Tüm bu sistemin izlenmesi, kontrolü ve veri kaydının sağlanması amacıyla Ares SCADA isimli özel bir bilgisayar tabanlı kontrol yazılımı geliştirilmiştir. Bu yazılıma dört temel giriş parametresi sağlanmaktadır: sıcak su giriş sıcaklığı, sıcak su debisi, soğuk su giriş sıcaklığı ve soğuk su debisi. Yazılım, girilen debi değerlerine bağlı olarak pompa frekanslarını otomatik biçimde ayarlamakta ve sıcaklık hedeflerine ulaşmak için üç yollu vanaların açıklıklarını PID algoritması ile yönetmektedir. Çıkış sıcaklıkları hem anlık olarak izlenebilmekte hem de sistemden rapor formatında çıktılar alınabilmektedir. Şekil 4'te arayüzün görsel temsili sunulmuştur.



Şekil 4. Deney düzeneğini ana sayfası

Deney Sonuçlarının Değerlendirilmesi

Isı Transfer Katsayısının Hesaplanması

Deney düzeneğinin kurulumu sırasında elde edilen sıcaklık ve debi ölçümlerinin doğru bir şekilde değerlendirilmesi amacıyla bazı eşitlikler kullanılmıştır. Ölçülen sıcaklık ve debi değerleri ile NTU sayıları AHRI 400 de belirtilenlere uygun olarak hesaplanmıştır (Ares-PHE. 2021, Erdinc, vd., 2021). Deney ısı değiştiricisinin sıcak (h) ve soğuk (c) taraflarından transfer edilen ısılar:

$$\dot{Q}_c = \dot{M}_c . c_{pc} . (T_{c,o} - T_{c,i}) \quad (1)$$

Benzer şekilde, sıcak taraf için transfer edilen ısı miktarı şu şekilde ifade edilir:

$$\dot{Q}_h = \dot{M}_h . c_{ph} . (T_{h,o} - T_{h,i}) \quad (2)$$

Burada $\dot{M}_c$ve$\dot{M}_h$ soğuk ve sıcak taraflardaki kütlesel debileri,c_{pc} ve c_{ph} soğuk ve sıcak taraflardaki ortalama sıcaklıklardaki özgül ısıları, $T_{c,o}$ ve $T_{c,i}$ soğuk taraftaki çıkış ve giriş sıcaklıkları, $T_{h,o}$ ve $T_{h,i}$ de sıcak taraftaki çıkış ve giriş sıcakları göstermektedir. Bu durumda toplam ısı transferi şu denklem ile ifade edilir:

$$\dot{Q}_m = U \cdot F_{t,e} \cdot \Delta T_{lm} \quad (3)$$

Toplam ısı transferi katsayısı U da akışkanlar ve ısı değiştirici duvarı arasındaki ısı geçiş direncini içerecek şekilde hesaplanır. Bu hesaplama aşağıdaki eşitlikle ifade edilir:

$$\frac{1}{U} = \frac{1}{h_h} + \frac{s_w}{k_w} + \frac{1}{h_c} \quad (4)$$

ile hesaplanır. Burada h_c ve h_h levhaların sıcak ve soğuk tarafındaki ısı transferi katsayıları, s_w levha kalınlığı, $k_w$levhanın ısı iletim katsayılarıdır.

Isı transfer yüzey alanı hesaplamasında ise aşağıdaki ilişkiler kullanılır. Plakanın geometrik parametreleri Şekil 5'te gösterilmiştir. İlk olarak, toplam transfer alanı F_t, kullanılan levha sayısı N_t ve bir levhanın efektif yüzey alanı F_1 ile şu şekilde tanımlanır:

$$F_t = N_t \cdot F_1 \quad (5)$$

Isı değiştirici içindeki akışkan akış yönleri ve levhaların dizilimi nedeniyle efektif toplam transfer yüzey alanı, bir levha her iki yüzeyinden de ısı transferine katıldığı için şu şekilde hesaplanır:

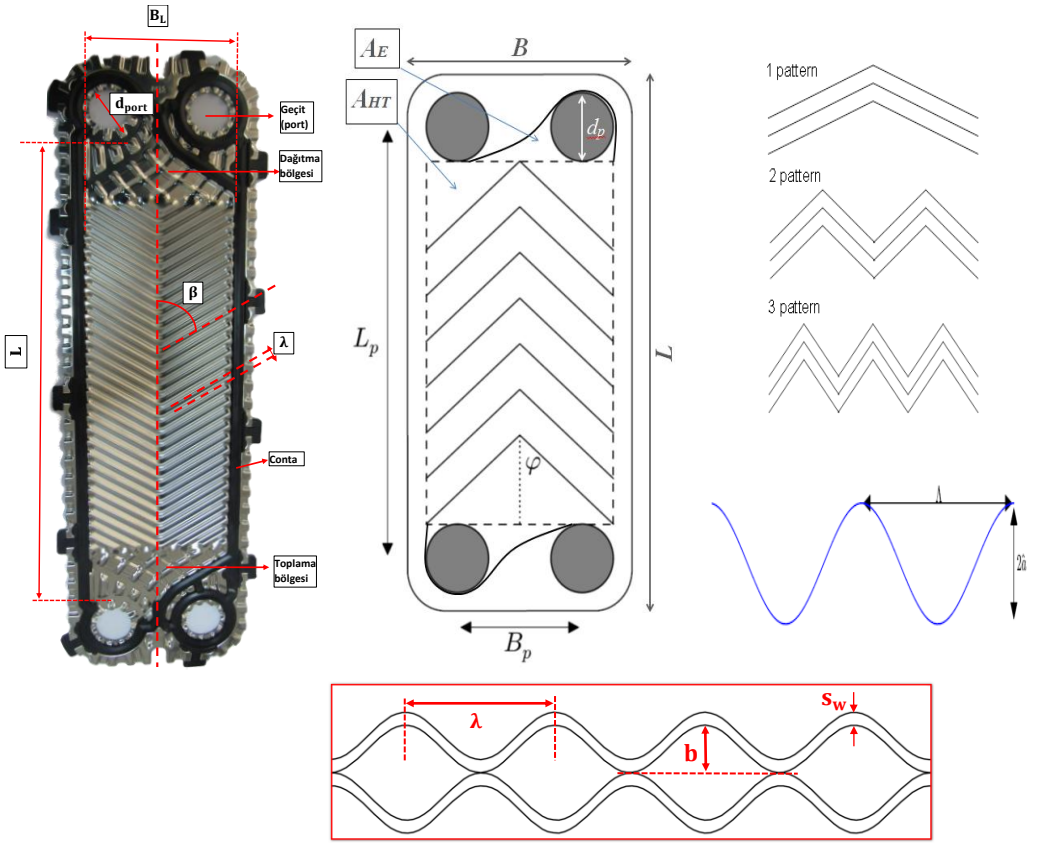
$$F_{t,e} = (N_t - 2) \cdot F_1 \quad (6)$$

Burada F_1 bir levhanın genişletilmiş ısı transfer yüzey alanıdır. Bu alan, genişletme faktörü ϕ_e dikkate alınarak şu şekilde hesaplanır:

$$F_1 = F_{10} \cdot \phi_e \quad (7)$$

Burada F_{10}levhanın düz geometrik yüzey alanı olup, levha uzunluğu L ile genişliği B_L çarpımı ile elde edilir:

$$F_{10} = B_L \cdot L \quad (8)$$



Şekil 5. Literatürde mevcut olan chevron tipi plakanın görünüşü (Wang vd.,2007; Erdinc, 2019)

Isı değiştirici içerisinde yer alan sıcak ve soğuk akışkanların geçtiği kanal sayısı da (Nt tek sayı olmak üzere) N_k birbirlerine eşit olan sıcak ve soğuk kanalların sayısı olup,N_k de

$$N_k = \frac{N_t - 1}{2} \tag{9}$$

ile bulunur.

NTU aşağıdaki gibi tarif edilmiştir:

$$NTU = \frac{U \cdot F_{t,e}}{C_{min}} \tag{10}$$

Burada C_{min} sıcak ve soğuk taraftaki ısı kapasitelerinden küçük olanıdır. Sıcak ve soğuk tarafın ısı kapasiteleri ise sırasıyla;

$$C_h = \dot{M}_h . c_{ph} \tag{11}$$

$$C_c = \dot{M}_c . c_{pc} \tag{12}$$

bağıntıları ile hesaplanır.

Isı transferi katsayıları hh ve hc değerlerini bulmak için Wilson Plot yöntemi yaygın kullanılmaktadır (Muley ve Manglik,1999). Daha basit bir yöntem bu çalışmada kullanılmıştır (Erdinç, vd. 2021) ve ısı değiştiricisi yeni olduğundan kirlenmenin sıfır kabul edilerek $h_c$ve h_h eşt.(4)'ten

$$h_c = \left(\frac{1 + h_{ch}}{\frac{1}{U} - \frac{s_w}{k_w}} \right) \tag{13}$$

elde edilir. Burada

$$h_{ch} = \frac{h_c}{h_h} \tag{14}$$

şeklinde tarif edilmiştir.

Türbülanslı akışta Nusselt sayısı

$$Nu = C \cdot Re^n \cdot Pr^m \cdot \left(\frac{Pr}{Pr_w} \right)^k \tag{15}$$

şeklinde hesaplanmaktadır. Bu çalışmada sıcak ve soğuk taraf ısı transfer katsayıları birbirlerine çok yakın olduklarından, iki tarafta (sıcak ve soğuk) C, n, m ve k değerlerinin aynı olduğu varsayılmaktadır. Genelde n değeri 0,65-0,80, m değeri 0,33-0,50 ve k değeri 0,14-0,20 civarındadır (Gülenoğlu,2014; Kumbhare,2013; Wang vd., 2007; Kakaç, vd. 2012). Levhalarda türbülanslı akışta ısı transferinde ortalama bir değer olarak

$$n = 0{,}685\,, \qquad m = 0{,}33 \qquad k = 0{,}14 \tag{16}$$

kabul edilebilir (Gülenoğlu,2014).

Nusselt sayıları da

$$Nu_h = \frac{h_h \cdot d_h}{k_{hm}} \tag{17}$$

$$Nu_c = \frac{h_c \cdot d_h}{k_{cm}} \tag{18}$$

eşitliğinden hesaplanır. Burada dh hidrolik çapı, k_{cm}ve k_{hm} ise sırasıyla sıcak ve soğuk taraftaki akışkanların ortalama ısıl iletkenlik katsayılarıdır. Hidrolik çap, aşağıdaki eşitlik ile hesaplanır:

$$d_h = \frac{4 \cdot V_1}{F_1} \tag{19}$$

tarifinden elde edilir. Bu eşitlikte V_1 akış hacmidir. Reynolds sayısı da aşağıdaki eşitlik ile hesaplanmıştır:

$$Re = \frac{\rho \cdot u \cdot \mathrm{d_h}}{\mu} \tag{20}$$

Burada u ortalama kanal hızı ve μ dinamik viskozitedir.

Basınç Kayıp Katsayısının Hesaplanması

Basınç kayıplarının doğru bir şekilde hesaplanması, ısı değiştiricilerinin performans analizinde önemli bir adımdır. Bu çalışmada, hem sıcak hem de soğuk akışkan taraflarında kütlesel debilerin eşit olduğu kabul edilmiştir. Bu durum, deney düzeneğinde karşılıklı akan sıcak ve soğuk akışkanların debisel dengede olduğunu varsaymak anlamına gelir ve bu kabul doğrultusunda ısı değiştirici üzerindeki toplam basınç kaybı belirli fiziksel bağıntılar aracılığıyla hesaplanır. Deney ısı değiştiricisinin giriş ve çıkış noktalarındaki hidrostatik yükseklik farkları, statik basınç ölçümleri ve lokal kayıplar göz önüne alınarak, genel basınç kaybı Eşitlik (21) ile şu şekilde ifade edilir:

$$\mathrm{P_i} + \rho_\mathrm{i} \cdot \mathrm{g} \cdot \mathrm{H_i} = \mathrm{P_o} + \rho_\mathrm{o} \cdot \mathrm{g} \cdot \mathrm{H_o} + \Delta\mathrm{P_{DI}} + \Delta\mathrm{P_{io}} + \Delta\mathrm{P_{\lambda,io}}$$

Denklem yeniden düzenlendiğinde, deney ısı değiştiricisindeki basınç kaybı ΔP

$$\Delta\mathrm{P} = \mathrm{P_i} - \mathrm{P_o} + \mathrm{g}(\rho_\mathrm{i} \cdot \mathrm{H_i} - \rho_\mathrm{o} \cdot \mathrm{H_o}) - \Delta\mathrm{P_{iob}} - \Delta\mathrm{P_{\lambda,io}}$$

şeklinde bulunur. $\mathrm{P_i}$ ve $\mathrm{P_o}$, giriş-çıkış basınçları, g yerçekimi ivmesi, ρ_i ve ρ_o suyun giriş ve çıkıştaki yoğunlukları ve $\Delta\mathrm{P_{iob}}$ de giriş ve çıkıştaki basınç kayıplarıdır. $\mathrm{P_i}$ve$\mathrm{P_o}$ ölçülmekte olup,$\mathrm{H_i}$ ve $\mathrm{H_o}$ ise giriş ve çıkış noktalarındaki yükseklikleri göstermektedir.

Giriş-çıkış lokal kayıpları için kullanılan ifade Martin (2010) ve Martin (1996) tarafından önerilen ampirik bağıntıyla verilmektedir. Bu bağlamda, giriş-çıkış lokal basınç kaybı $\Delta\mathrm{P_{io}}$ ve $\Delta\mathrm{P_{\lambda,io}}$ aşağıdaki bağıntılardan hesaplanır (Martin,2010):

$$\Delta\mathrm{P_{iob}} = 1{,}5 \cdot \rho_\mathrm{m} \cdot \frac{\mathrm{u_{port}^2}}{2}$$

$$\Delta\mathrm{P_{\lambda,io}} = 2 \cdot \lambda_\mathrm{boru} \cdot \frac{\Delta\mathrm{L_t}}{\mathrm{d_{boru}}} \cdot \rho_\mathrm{m} \cdot \frac{{\mathrm{u_{boru}}}^2}{2}$$

$\Delta\mathrm{L_t}$, ölçüm yerleri ile deney ısı değiştiricisi arasındaki uzaklıktır.

Elde edilen toplam basınç kaybı ΔP ısı değiştiriciye ait boyutsuz bir performans parametresi olan basınç kayıp katsayısının (ξ) hesaplanmasında kullanılır. Bu katsayı, Eşitlik (25) ile tanımlanır:

$$\xi = \frac{2 \cdot \Delta\mathrm{P} \cdot \mathrm{d_h}}{\mathrm{L} \cdot \rho \cdot u^2}$$

Bu denklemde L deney ısı değiştiricisi uzunluğudur.

Ayrıca, bu çalışmada Nusselt sayısının Prandtl sayısından bağımsız hâle getirilerek sadece Reynolds sayısı etkisini ortaya koymak amacıyla, Muley ve Manglik (1999) tarafından önerilen eşitlik olan Eşitlik (25) kullanılmıştır:

$$\mathrm{KK} = \frac{\mathrm{Nu}}{\mathrm{Pr}^{0{,}33}\left(\frac{Pr}{Pr_w}\right)^{0{,}14}}$$

Bu eşitlik, değişen sıcaklık koşullarına bağlı olarak gelişen viskozite farklılıklarını dengeleyerek, ısı transfer performansının karşılaştırmalı olarak değerlendirilmesini sağlar. Bu sayede farklı çalışma koşulları ve farklı akışkanlar için elde edilen sonuçlar daha sağlıklı bir şekilde kıyaslanabilir.

Sayısal Yöntem

Bu çalışmada gerçekleştirilen akış analizleri, üç boyutlu, daimi ve sıkıştırılamaz türbülanslı akış varsayılarak gerçekleştirilmiştir. Hesaplama alanı üzerinde korunum ve türbülans denklemleri aşağıda verilmiştir (Erdinç, 2019, Ansys Fluent, 2013). Aşağıda verilen çözümler ANSYS Fluent programı kullanılarak yapılmıştır:

Kütlenin korunumu, sıkıştırılamaz bir akış için aşağıdaki gibi ifade edilir:

$$\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i) \tag{21}$$

Momentum denklemi, Navier-Stokes denklemlerinin türevidir ve aşağıdaki şekilde ifade edilmiştir:

$$\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_i u_j) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\mu\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i}\right)\right] + \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\mu_t\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i}\right)\right] \tag{22}$$

Bu denklemlerde ρ akışkanın yoğunluğu, u_i, x_i yönündeki ortalama hız bileşeni, p basınç, μ dinamik viskositedir. i ve j indisleri de her bir boyutu (i=x , y, z ve j=x, y, z) göstermektedir. Burada μ_t turbülans viskositesidir.

Türbülans etkilerinin modellenmesinde Reynolds ortalama denklemlerine (RANS) dayalı çözüm yaklaşımı benimsenmiştir. Çalışma kapsamında farklı türbülans modelleri denenmiş, ancak elde edilen deneysel verilerle daha yüksek uyum sağladığı ve güçlü ters basınç gradyanları, sınır tabakası ayrılmaları ve sirkülasyon bölgelerini doğru şekilde modelleyebildiği için "Realizable k-ε" modeli tercih edilmiştir. Bu model, klasik k-ε modeline göre geliştirilmiş bir versiyon olup, türbülans viskozitesi için yeni bir diferansiyel denklem içerir. Modelin, özellikle ısı transferi ve akış analizlerinde gerçek sistem davranışlarını hassas şekilde tahmin edebilmesi, seçiminde belirleyici olmuştur. (Ansys Fluent,2013).

Türbülans kinetik enerjisi (k) ve enerji yayınım oranı (ε) için denklemler aşağıdaki gibidir (Ansys Fluent, 2013):

$$\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho k u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k}\right)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right] + G_k - \rho\varepsilon \quad (23)$$

$$\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \epsilon u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon}\right)\frac{\partial_\epsilon}{\partial x_j}\right] - \rho C_2 \frac{\epsilon^2}{k + \sqrt{\nu\epsilon}} \quad (24)$$

Burada k ve ε'nin türbülans Prandtl sayıları σk ve σε olarak gösterilir ve $G_k = \mu_t S^2$ türbülans kinetik enerji üretimini gösterir. S ortalama gerilme hızı tensör modülünü temsil eder. Ayrıca, $C_1 = \max\left[0.43, \frac{\eta}{\eta+5}\right]$, $\eta = S\frac{k}{\epsilon}$ ve $S = \sqrt{2S_{ij}S_{ij}}$. μ türbülans viskozitesini göstermektedir.

Türbülans viskozitesi aşağıdaki gibi hesaplanır:

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (25)$$

$$C_\mu = \frac{1}{A_0 + A_s \frac{kU^*}{\epsilon}} \quad (26)$$

Burada $A_0 = 4.04$ ve $A_s = \sqrt{6}\cos\Phi$ model sabitleridir ve $\Phi = \frac{1}{3}\cos^{-1}(\sqrt{6}\,W)$, $W = \frac{S_{ij}S_{jk}S_{ki}}{\tilde{S}^3}$, $\tilde{S} = \sqrt{S_{ij}S_{ij}}$, $S_{ij} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j}\right)$. U^* ise buradan hesaplanabilir (Ansys Fluent, 2013).

$$U^* = S_{ij}S_{ij} + \tilde{\Omega}_{ij}\tilde{\Omega}_{ij} \quad (27)$$

$$\tilde{\Omega}_{ij} = \Omega_{ij} - 2\epsilon_{ij}k_{\omega k} \text{ ve } \Omega ij = \bar{\Omega}_{ij} - \epsilon_{ij}k_{\omega k} \quad (28)$$

$\bar{\Omega}_{ij}$ ise ωk açısal hızına sahip ortalama dönme hızı tensörüdür.

Sayısal modelin sınır koşulları belirlenirken, ısı değiştiricisinin giriş kısmında üniform bir hız u0 hızı uygulanmış olup, çıkışta ise sabit bir çıkış basıncı P0 basıncı verilmiştir. Hız değerleri, sistemin toplam debisi dikkate alınarak kanal sayısına bölünmek suretiyle her bir kanal için hesaplanmıştır. Duvarlara kayma sınır koşulu (no-slip condition) uygulanmış ve bu sayede duvar etkilerinin hassas şekilde modellenmesi sağlanmıştır. Bu sınır koşulları, aşağıdaki gibi matematiksel olarak tanımlanır:

$$u(0,y,z) = u_0$$
$$v(0,y,z) = 0 \quad (29)$$
$$w(0,y,z) = 0$$

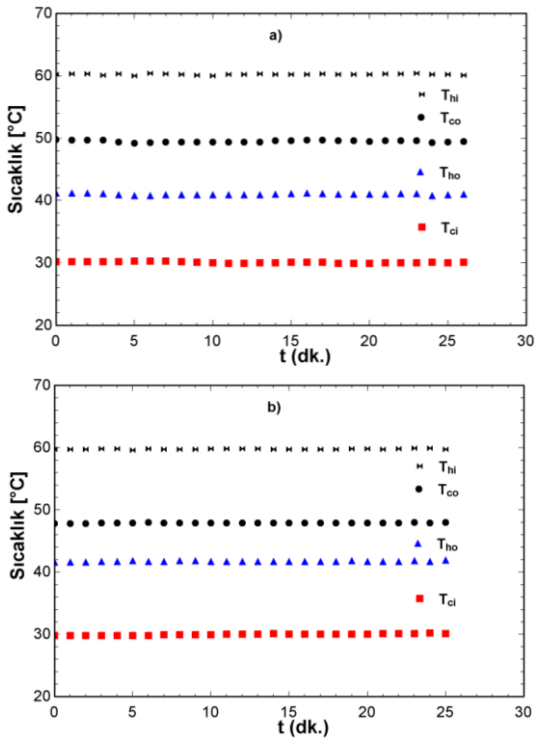
Burada x, akış yönü, y dikey yön ve z yanal yönü belirtmektedir.

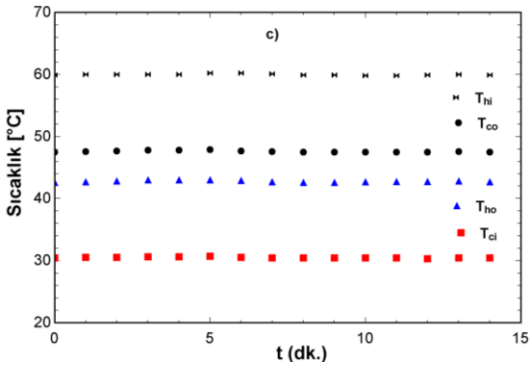
Yapılan Deneyler

Deney düzeneğinde kullanılan plakanın geometrik özelliklerine ait bilgiler Tablo 1' de verilmiştir. Şekil 6'da ise farklı debi değerleri için sıcaklık değerlerinin zamanla değişimi gösterilmiştir. Her üç deneyde de giriş sıcaklıklarının (Thi ve Tci) zamana göre sabit kalması, deney düzeneğinin kararlılığını ve güvenilirliğini teyit etmektedir. Deney süresince elde edilen sabit giriş koşulları, karşılaştırmalı analizlerin doğruluğunu artırmıştır. Şekil 7'de de ısı değiştiricisinin etkinliği verilmiştir.

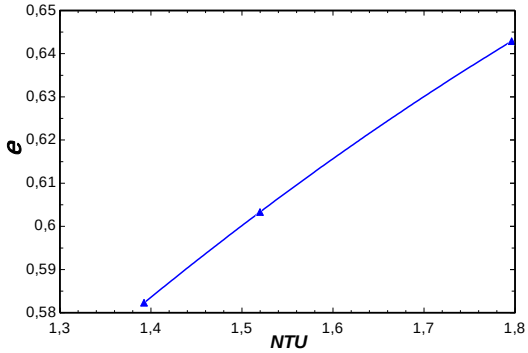
Tablo 1. Deneyi Yapılan Plakaların Geometrik Özellikleri

	Birim	Sembol	
Chevron Açısı	°	ϕ	62
Toplam Plaka Boyu	mm	L	801
Portlar arası dikey mesafe	mm	Lp	694
Desen uzunluğu	mm	B	195
Portlar arası yatay mesafe	mm	Bp	126
Port çapı	mm	dp	57
Dalga boyu	mm	Λ	8,33
Plaka derinliği	mm	2â	2,55
Isı transfer alanı	m2	AHT	0,15

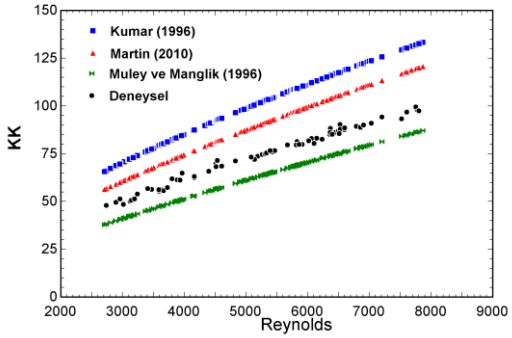




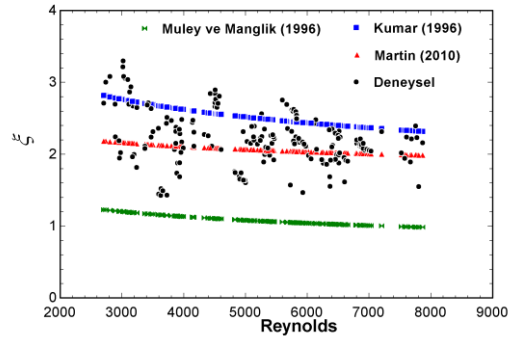
Şekil 6. Sıcaklık Değerlerinin Zamanla Değişimi (a)17 m^3/h, b)25 m^3/h, c)30 m^3/h)



Şekil 7. ε değerinin NTU ile değişimi



Şekil 8. KK değerinin Reynolds sayısı ile değişimi



Şekil 9. ξ değerinin Reynolds sayısı ile değişimi

Prandtl sayısından bağımsız Nusselt sayısı olan KK değerinin ve basınç kayıp katsayısı ξ değerinin Reynolds sayısı ile değişimi Şekil 8 ve 9 da gösterilmiştir. Bu grafiklerde literatürde verilen eşitlik değerleri de eklenmiştir. Kullanılan plaka, 62°'lik Chevron açısına sahip olup, bu açı değeri literatürde orta-yüksek açı sınıfında yer almaktadır. Bu tür plakalar, akışa çapraz yönlü bir hareket kazandırarak türbülans seviyesini artırmakta ve böylece ısı transferini iyileştirmektedir. Reynolds sayısındaki artışa paralel olarak KK değerlerinde düzenli bir artış gözlenmiştir.Bu artış, türbülansın güçlenmesi ve sınır tabakasının incelmesiyle birlikte, ısı transfer katsayısının artması sonucunda ortaya çıkmıştır. Bu durum, chevron tipi plakanın oluşturduğu ikincil akımlar tarafından daha da desteklenmektedir. Burda akış çapraz yönlerde saptırılır, vorteksler oluşur, sınır tabaka daha sık kırılır ve taşınımla ısı transferi artar. Bu grafiklerden deneysel verilerden elde edilen sonuçların literatürde verilen değerlerin arasında olduğu görülmektedir. Öte yandan, basınç kayıp katsayısı (ξ) değerleri karşılaştırıldığında da benzer bir eğilim gözlemlenmektedir. Deneysel ξ verileri, Martin korelasyonu ile büyük ölçüde örtüşmekte olup, bu korelasyonun sadece KK değil aynı zamanda sürtünme kaybı tahmininde de deneysel modele uygunluk gösterdiğini kanıtlamaktadır.

Aşağıda bu sonuçlar eşitliklerle ifade edilmiştir.

KK değerleri Şekil 8'den

$$KK = 0{,}196 \cdot Re^{0{,}693} \qquad (30)$$

şeklinde eşitlikler elde edilir. Bu eşitliklerde maksimum RMS değeri 2,1'dir.
ξ değerleri Şekil 9'da verilen değerlerden

H levhası için: $\xi = 8{,}185 \cdot Re^{-0{,}156}$ (31)

olarak elde edilir. Bu eşitliklerde maksimum RMS değeri 0,63'tür.

4.5. Sayısal Sonuçlar

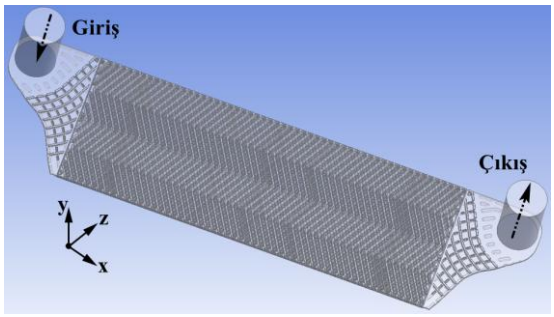
Bu çalışmada, deneysel verileri doğrulamak için sayısal çalışma yapılmıştır. Sayısal modelleme sürecinde, yalnızca ana akış kanalı değil, aynı zamanda plakanın dağıtıcı ve toplayıcı bölgeleri de hesaplamalara dâhil edilmiştir. Bu sayede, gerçek sistemde karşılaşılan basınç düşüşleri ve akış düzensizliklerinin daha doğru şekilde modellenmesi sağlanmıştır. Sayısal çözümleme için ANSYS Fluent yazılımı kullanılmış olup, ağ yapısı ANSYS Fluent Meshing arayüzüyle oluşturulmuştur. Hesaplama hacmi Şekil 10'da, oluşturulan ağ yapısı ise Şekil 11'de sunulmuştur. Ağdan bağımsızlık analizi kapsamında minimum hücre boyutu 1 mm'den başlayarak 0.1 mm'ye kadar düşürülmüş ve 0.4 mm hücre boyutundan itibaren sonuçlardaki değişim %1'in altına indiği için bu değer sonlu hacimler çözümünde kullanılmıştır. Bu yaklaşım, hesaplama süresi ile doğruluk arasında optimal dengeyi sağlamıştır.

Sayısal analizler, deneysel verilerin farklı debi değerleri altındaki performansını doğrulamak amacıyla yürütülmüştür. Tablo 2'de plakalı sistemler için çeşitli debilerde (örneğin 15, 20, 25 ve 30 m³/h) elde edilen basınç kaybı değerleri karşılaştırmalı olarak verilmiştir. Sayısal sonuçların, deneysel ölçümlerle büyük ölçüde uyum içinde olduğu gözlemlenmiştir.

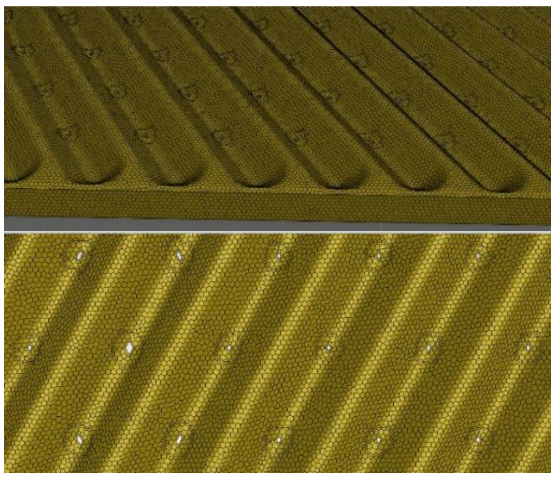
Sayısal çalışmalar bu çalışma için deneysel basınç kaybı verilerin doğruluğu için kullanılıştır. Analizler, sistemin hem termal hem de hidrolik karakteristiklerini detaylı biçimde ortaya koymaktadır. Şekil 12'de akım çizgileri ve hız dağılımları gösterilmiştir. Akış çizgileri, chevron plaka geometrisinin akışı sürekli olarak yönlendirdiğini, böylece çapraz karışım ve sınır tabaka kopmaları yoluyla ısı transferini artırdığını göstermektedir. Bu durum, deneysel sonuçlarında gözlemlenen yüksek KK sayısı değerlerini doğrulamaktadır. Diğer yandan, giriş bölgesindeki akış dağılımı yoğun basınç düşüşü ve dağıtıcı zonlardaki direnç etkisini göstermektedir ve sistemin yüksek basınç kaybı katsayısına sahip olmasına neden olmuştur.

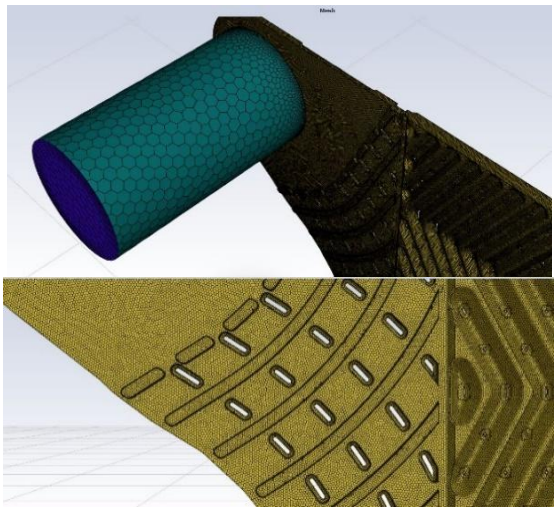
Tablo 2. Deneysel ve sayısal sonuçların karşılaştırılması

Debi (m3/saat)	33 Plaka		
	ΔP_{deney} (bar)	$\Delta P_{sayısal}$ (bar)	Fark (%)
10	0,27	0,24	11,11
15	0,59	0,55	6,78
20	1,03	0,96	6,79
25	1,57	1,39	11,46

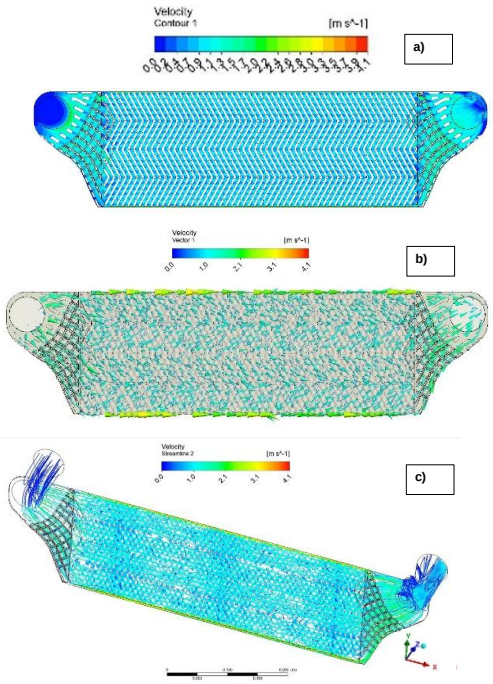


Şekil 10. Sayısal çalışma için hazırlanan hesaplama hacmi





Şekil 11. Sayısal çalışma için hazırlanan ağların farklı perspektiften görünü



Şekil 12. Hız dağılımların(a), vektörlerin (b) ve akım çizgilerinin (c) gösterimi

SONUÇ

Bu çalışmada, chevron tipi contalı plakalı ısı değiştiricilerin (CPİD) termal ve hidrolik performansları hem deneysel hem de sayısal analizlerle kapsamlı bir şekilde değerlendirilmiştir. Deneysel çalışmalar, AHRI standartlarına uygun olarak tasarlanan test düzeneğinde gerçekleştirilmiş ve farklı akış koşulları altında ısı transferi ve basınç kaybı parametreleri ölçülmüştür. Sayısal analizler ise ANSYS Fluent ortamında geliştirilen üç boyutlu model üzerinden yürütülmüştür. Çalışma kapsamında ulaşılan başlıca sonuçlar aşağıda özetlenmiştir:

- Basınç kaybı katsayısı (ξ), artan Reynolds sayısı ile birlikte düşme eğilimi göstermiş ve Re > 3500

seviyesinde kararlı bir yapıya ulaşmıştır. Bu durum, akışın tamamen türbülanslı rejime geçerek form sürtünmelerinin etkisinin azalmasından kaynaklanmaktadır.

- Normalize edilmiş ısı transfer katsayısı (KK), artan Reynolds sayısıyla birlikte düzenli bir artış göstermiştir. Bu artış, türbülansın güçlenmesi ve sınır tabaka incelmesinin taşınım etkisini artırmasıyla açıklanabilir.
- Sayısal analizlerde, chevron deseninin ikincil akımları teşvik ederek hem ısı geçişini artırdığı hem de giriş/çıkış bölgelerinde lokal basınç düşüşlerine neden olduğu gözlemlenmiştir.
- Sayısal ve deneysel sonuçlar arasında %5–12 aralığında sapma gözlenmiş, bu da kurulan deney düzeneğinin ve HAD modelinin doğruluğunu teyit etmiştir.

Deneysel olarak elde edilen sonuçlar literatüre değerler elde edilmiştir. Bu çalışmada elde edilen sonuçlar, literatürde yer alan bazı korelasyonlarla yüksek derecede benzerlik gösterse de, birebir örtüşmediği noktalar da gözlemlenmiştir. Bu farkların en temel nedeni, kullanılan plaka geometrisinin çok sayıda ve birbirinden bağımsız değişken geometrik parametreye sahip olmasıdır. Özellikle chevron açısı, dalga yüksekliği, adım uzunluğu, kanal derinliği ve plaka yüzey yapısı gibi parametreler, her üreticinin kendi üretim süreci ve tasarım standartlarına göre farklılık göstermektedir. Bu durum, plaka bazında akış dinamiği ve ısı transfer davranışının değişmesine neden olmaktadır. Nitekim, her üretici firmasının baskı teknolojisi, sac şekillendirme süreci ve plaka kalıp detayları farklı olduğu için, aynı tip olarak sınıflandırılan (örneğin 65° chevron açılı) iki plaka arasında dahi performans farkları oluşabilmektedir. Bu nedenle, her bir plaka modelinin gerek deneysel gerekse sayısal olarak kendi içinde incelenmesi gereklidir. Literatürdeki korelasyonlar, genellikle belirli üreticilere veya örneklem geometrilere özgü olduğu için doğrudan başka plakalara uygulanabilirliği sınırlıdır. Bu bağlamda, bu çalışmada elde edilen sonuçların diğer plaka yapılarına göre daha iyi ya da daha kötü olduğu yönünde doğrudan bir çıkarım yapılması uygun değildir. Aksine, her plakanın geometrik yapısı ve üretim detayları doğrultusunda kendine özgü performans karakteristikleri olduğu kabul edilmeli ve buna göre özel olarak değerlendirme yapılmalıdır. Bu yaklaşım, mühendislik uygulamalarında daha gerçekçi ve doğru sistem tasarımlarına olanak tanıyacaktır.

Bu çalışmada elde edilen deneysel ve sayısal bulgular verilmiştir. İlerleyen çalışmalarda deney verileri genişletilmesi, farklı boyutlara ait ısı değiştiricilerin performans karşılaştırılması, sayısal çalışmalarda ısı transferinin de eklenerek genişletilmesi, yeni geometrik desenlerin incelenmesi bu alandaki ihtiyaçları karşılamaya destek olacaktır. Yapay Zekâ destekli modelleme (ör. YSA, GA, ANFIS) ile sistemin tasarım parametrelerine bağlı olarak performans tahmini yapılabilir ve bu sayede mühendislik kararları daha hızlı ve doğru biçimde alınabilir.

Kısaltmalar ve Semboller

B	plaka genişliği	(m)
L	portlar arası yatay mesafe	(m)
d_h	hidrolik çap	(m)
d_p	port çapı	(m)
F_t	toplam ısı transferi alanı	(mm^2)
F_1	bir levhanın ısı transfer yüzey alanı	(mm^2)
F_{10}	düz levhanın yüzey alanı	(mm^2)
$F_{t,e}$	efektif toplam ısı transfer yüzey alanı	(mm^2)
h_h	sıcak taraftaki ısı transferi katsayısı	$(W/m^2 \cdot K)$
h_c	soğuk taraftaki ısı transferi katsayısı	$(W/m^2 \cdot K)$
h_{ch}	soğuk ve sıcak taraftaki ısı transferi katsayısı oranı	(-)
k_w	levha ısı iletim katsayısı	$(W/m \cdot K)$
L	toplam plaka boyu	(m)
L_P	portlar arası dikey mesafe	(m)
$\dot{M}_h$	sıcak taraftaki kütlesel debi	(kg/s)
$\dot{M}_c$	soğuk taraftaki kütlesel debi	(kg/s)
NTU	transfer birim katsayısı	(-)
N_t	plaka sayısı	(-)
N_k	kanal sayısı	(-)
Nu	Nusselt sayısı	(-)
P_i	ısı değiştiricisi giriş basıncı	(bar)
P_o	ısı değiştiricisi çıkış basıncı	(bar)
Pr	Prandtl sayısı	(-)
Pr_w	duvar sıcaklığındaki Prandtl sayısı	(-)
Re	Reynolds sayısı	(-)
$\dot{Q}_c$	deney ısı değiştiricisinin sıcak (h) taraflarından transfer edilen ısı	(kW)
$\dot{Q}_h$	deney ısı değiştiricisinin soğu (c) taraflarından transfer edilen ısı	(kW)
$\dot{Q}_m$	deney ısı değiştiricisine ortalama transfer edilen ısı	(kW)
$T_{c,o}$	soğuk taraftaki çıkış sıcaklığı	(K)
$T_{c,i}$	soğuk taraftaki giriş sıcaklığı	(K)
$T_{h,o}$	sıcak taraftaki çıkış sıcaklığı	(K)
$T_{h,i}$	sıcak taraftaki giriş sıcaklığı	(K)
u	kanal içi hız	(m/s)
U	toplam transfer edilen ısı transfer katsayısı	$(W/m^2 \cdot K)$
u_{port}	port akışkan hızı	(m/s)
u_{port}	boru akışkan hızı	(m/s)

u_i	x_i yönündeki ortalama hız bileşeni	(m/s)
V_1	akış hacmi	(m^3)
ΔT_{lm}	ortalama logaritmik sıcaklık farkı	(K)
ϕ	yüzey genişleme faktörü	(-)
ξ	basınç kayıp katsayısı	(-)
ρ	yoğunluk	(kg/m^3)
ΔP	basınç farkı	(bar)
Λ	dalga boyu	(m)
μ	dinamik viskozite	$(kg/m \cdot s)$
μ_t	türbilans viskozitesi	$(kg/m \cdot s)$
ε	enerji yayınım oranı	(-)
α_k	ters efektif Prandtl sayısı	(-)
G_k	türbülans kinetik enerji üretimi	(-)
μ_{eff}	efektif türbülans viskozitesi	$(kg/m \cdot s)$

TEŞEKKÜR

Bu çalışma, BİDEB 2218-122C206, TÜBİTAK 1507-7220090, TÜBİTAK ve TÜBİTAK BİDEB 2210-D-1649B022205199 numaralı projeleri kapsamında desteklenmiştir. Katkılarından dolayı TÜBİTAK ve Ares Isı Transferi Sistemleri A.Ş.'ye teşekkür ederiz.

KAYNAKLAR

Aboul Khail, A., & Erişen, A. (2022). Heat transfer and performance enhancement investigation of novel plate heat exchanger. Thermal Science and Engineering Progress, 34. https://doi.org/10.1016/j.tsep.2022.101368

AHRI. 2015. "Standard 401 (SI). Performance Rating of Liquid to Liquid Heat Exchangers." 400: 16.

Al Zahrani, S., Islam, M. S., & Saha, S. C. (2021). Heat transfer enhancement of modified flat plate heat exchanger. Applied Thermal Engineering, 186. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2020.116533

Ansys Fluent User's Guide, Ansys INC, 2013, pp. 1–2692.

Aradag, S., Genc, Y., & Turk, C. (2017). Comparative gasketed plate heat exchanger performance prediction with computations, experiments, correlations and artificial neural network estimations. Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics, 11(1), 467-482. https://doi.org/10.1080/19942060.2017.1314870

Ares-PHE. 2021. Sıvı-Sıvı Levhalı Isı Değiştiricisinin Imalatı ve Deneysel Olarak Değerlendirilmesi, Proje Ara Raporu1-2, TÜBİTAK-KOBİARGE, Proje No:7200087.

Arsenyeva, O., Kapustenko, P., Tovazhnyanskyy, L., & Khavin, G. (2013). The influence of plate corrugations geometry on plate heat exchanger performance in specified process conditions. Energy, 57, 201-207. https://doi.org/10.1016/j.energy.2012.12.034

Arsenyeva, O., Tovazhnyanskyy, L., Kapustenko, P., Klemeš, J. J., & Varbanov, P. S. (2023). Review of Developments in Plate Heat Exchanger Heat Transfer Enhancement for Single-Phase Applications in Process Industries. Içinde Energies (C. 16, Sayı 13). Multidisciplinary Digital Publishing Institute (MDPI). https://doi.org/10.3390/en16134976

Arsenyeva, O., Tran, J., Piper, M., & Kenig, E. (2019). An approach for pillow plate heat exchangers design for single-phase applications. Applied Thermal Engineering, 147, 579-591. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2018.08.083

Dheenamma, M., Soman, D. P., Muthamizhi, K., & Kalaichelvi, P. (2019). In pursuit of the best artificial neural network configuration for the prediction of output parameters of corrugated plate heat exchanger. Fuel, 239, 461-470. https://doi.org/10.1016/j.fuel.2018.11.034

Erdinç, Mehmet Tahir. 2019. "Yeni Bir Sıvı-Sıvı Plakalı Isı Değiştiricisinin Sayısal ve Deneysel Olarak Incelenmesi." Osmaniye Korkut Ata Üniversitesi Fen Bilimleri Ensititüsü.

Erdinç, M. T., Yılmaz T., Yabalı A. (2021). Endüstriyel Bir Plakalı Isı Değiştiricisi Üzerine Deneysel Bir Çalışma. ULIBTK'21 Uluslararası Katılımlı 23. Isı Bilimi ve Tekniği Kongresi, 1817-1825.

Faizal, M., & Ahmed, M. R. (2012). Experimental studies on a corrugated plate heat exchanger for small temperature difference applications. Experimental Thermal and Fluid Science, 36, 242-248. https://doi.org/10.1016/j.expthermflusci.2011.09.019

Freund, S., & Kabelac, S. (2010). Investigation of local heat transfer coefficients in plate heat exchangers with temperature oscillation IR thermography and CFD. International Journal of Heat and Mass Transfer, 53(19-20), 3764-3781. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2010.04.027

Grijspeerdt, K., Hazarika, B., & Vucinic, D. (t.y.). Application of computational fluid dynamics to model the hydrodynamics of plate heat exchangers for milk processing. www.elsevier.com/locate/jfoodeng

Gulenoglu, Cagin et al. 2014. "Experimental Comparison of Performances of Three Different Plates for Gasketed Plate Heat Exchangers." International Journal of Thermal Sciences 75: 249–56. http://dx.doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2013.06.012.

Jin, S., & Hrnjak, P. (2017). Effect of end plates on heat transfer of plate heat exchanger. International

Journal of Heat and Mass Transfer, 108, 740-748. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2016.11.106

Kakaç, Sadık, Selin Aradağ, and Çağın Gülenoğlu. 2013. "Experimental Investigation of Thermal and Hydraulic Performances of Gasketed Plate Heat Exchangers." Mühendis ve Makina Dergisi 644: 44–68.

Kakaç, Sadık, Hongtan Liu, and Anchasa Pramuanjaroenkij. 2012. Heat Exchangers : Selection, Rating, and Thermal Design. CRC Press.

Kumbhare, Manoj B, and S D Dawande. 2013. "Performance Evaluation of Plate Heat Exchanger in Laminar and Turbulent Flow Conditions." International Journal of Chemical Sciences and Applications 4(1): 2278–6015.

Lee, J., & Lee, K. S. (2015). Friction and Colburn factor correlations and shape optimization of chevron-type plate heat exchangers. Applied Thermal Engineering, 89, 62-69. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2015.05.080

Li, W., & Hrnjak, P. (2021). Single-phase flow distribution in plate heat exchangers: Experiments and models. International Journal of Refrigeration, 126, 45-56. https://doi.org/10.1016/j.ijrefrig.2021.01.026

Ma, Q., Yang, Y., & Zuo, Y. (2021). Thermal performance optimization of heat exchanger with mixed cross-corrugated sinusoidal plate channels. Applied Thermal Engineering, 195. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2021.117138

Martin, Holger. 1996. "A Theoretical Approach to Predict the Performance of Chevron-Type Plate Heat Exchangers." Chemical Engineering and Processing: Process Intensification 35(4): 301–10.

Martin, Holger, 2010. Springer VDI Heat Atlas, Pressure Drop and Heat Transfer in Plate Heat Exchangers,.

Muley, A., and R. M. Manklig. 1999. "Experimental Study of Turbulent Flow Heat Transfer and Pressure Drop in a Plate Heat Exchanger with Chevron Plates." 121: 110–17.

Muley, A, R M Manglik, and H M Metwally. 1999. "Enhanced Heat Transfer Characteristics of Viscous Liquid Flows in a Chevron Plate Heat Exchanger." Journal of Heat Transfer 121: 1011–17.

Miura, R. Y., Galeazzo, F. C. C., Tadini, C. C., & Gut, J. A. W. (2008). The effect of flow arrangement on the pressure drop of plate heat exchangers. Chemical Engineering Science, 63(22), 5386-5393. https://doi.org/10.1016/j.ces.2008.07.029

Mota, F. A. S., Ravagnani, M. A. S. S., & Carvalho, E. P. (2014). Optimal design of plate heat exchangers. Applied Thermal Engineering, 63(1), 33-39. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2013.09.046

/

Nilpueng, K., & Wongwises, S. (2015). Experimental study of single-phase heat transfer and pressure drop inside a plate heat exchanger with a rough surface. Experimental Thermal and Fluid Science, 68, 268-275. https://doi.org/10.1016/j.expthermflusci.2015.04.009

Panday, N. K., & Singh, S. N. (2020). Thermo-hydraulic performance analysis of multi-pass chevron type plate heat exchanger. Thermal Science and Engineering Progress, 16. https://doi.org/10.1016/j.tsep.2020.100478

Raja, B. D., Jhala, R. L., & Patel, V. (2018). Thermal-hydraulic optimization of plate heat exchanger: A multi-objective approach. International Journal of Thermal Sciences, 124, 522-535. https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2017.10.035

Rao, B. P., Kumar, P. K., & Das, S. K. (2002). Effect of flow distribution to the channels on the thermal performance of a plate heat exchanger. Içinde Chemical Engineering and Processing (C. 41). www.elsevier.com/locate/cep

Sadeghianjahromi, A., Jafari, A., & Wang, C. C. (2022). Numerical investigation of the effect of chevron angle on thermofluids characteristics of non-mixed and mixed brazed plate heat exchangers with experimental validation. International Journal of Heat and Mass Transfer, 184. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2021.122278

Selbaş, R., Şencan, A., & KIlIç, B. (2009). Alternative approach in thermal analysis of plate heat exchanger. Heat and Mass Transfer/Waerme- und Stoffuebertragung, 45(3), 323-329. https://doi.org/10.1007/s00231-008-0427-z

Şenyürek, S. (2023). Farklı tip plakalı ısı değiştiricilerin deneysel ve sayısal olarak incelenmesi ,Yüksek Lisans Tezi, Tarsus Üniversitesi.

Turk, C., Aradag, S., & Kakac, S. (2016). Experimental analysis of a mixed-plate gasketed plate heat exchanger and artificial neural net estimations of the performance as an alternative to classical correlations. International Journal of Thermal Sciences, 109, 263-269. https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2016.06.016

Wang, L et al. 2007. Plate Heat Exchangers: Design, Applications and Performance, WIT Press, Boston.

Xu, K., & Smith, R. (2018). Design and optimization of plate heat exchanger networks. Içinde Computer Aided Chemical Engineering (C. 44, ss. 451-456). Elsevier B.V. https://doi.org/10.1016/B978-0-444-64241-7.50070-7

Yang, J., Jacobi, A., & Liu, W. (2017). Heat transfer correlations for single-phase flow in plate heat exchangers based on experimental data. Applied Thermal Engineering, 113, 1547-1557. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2016.10.147

Zhang, Y., Jiang, C., Yang, Z., Zhang, Y., & Bai, B. (2016). Numerical study on heat transfer enhancement in capsule-type plate heat exchangers. Applied Thermal Engineering, 108, 1237-1242. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2016.08.033

SİSTEM KAYIPLARININ FAN PERFORMANSINA ETKİSİNİN DENEYSEL OLARAK İNCELENMESİ

Burak UĞUZ*, Bülent Güven DEMİR*, Mete ÖZŞEN*
*Alarko Carrier Sanayi ve Ticaret A.Ş., Klima ArGe Departmanı
44180 Gebze, KOCAELİ,
burak.uguz@alarko-carrier.com.tr, bulent.demir@alarko-carrier.com.tr, mete.ozsen@alarko-carrier.com.tr

Özet: Fanların performansları belirli bir basınç kaybına karşı sağladığı hava debisi ile ölçülmektedir. Fan performansını fanın kendi tasarımı yanında fanın yerleşimi de etkilemektedir. Bu kapsamda fan çarkı ile etrafında belirli boşlukların bırakılması önemlidir. Aksi halde fan performansı olumsuz yönde etkilenmektedir. Bu olumsuz etki sistem kayıpları olarak adlandırılmaktadır. Bu çalışma kapsamında bir radyal plug fan üstünde incelemeler yapılmıştır. İncelenen fan farklı boyutlarda klima santrali hücrelerine yerleştirilmiştir. Bu sayede fan çarkı etrafında farklı boşluklar oluşturularak farklı sistem kayıpları elde edilmiştir. Her bir boşluk için hava debisi ve statik basınç kaybı deneysel olarak ölçülmüştür. Ölçümler sonucu fan yerleşiminin performansa etkisi araştırılmıştır. Ayrıca farklı fan devirlerinde ölçümler tekrarlanmıştır.

Hava hızları azaldığında sistem basınç kayıplarının azaldığı gözlemlenmiştir. 3700 rpm fan devrinde santral boyutu küçüldüğünde fanın sağladığı statik basınç minimum %4.3, maksimum ise %14.8 oranında azalmıştır. 4000 rpm fan devrinde santral boyutu küçüldüğünde fanın sağladığı statik basınç minimum %2.3, maksimum ise %26.9 oranında azalmıştır. Elde edilen veriler ile fan performansındaki değişimi veren bir denklem elde edilmiştir. Denklem sonuçları ile deneysel veriler karşılaştırıldığında sapma oranı minimum %0.5, maksimum ise %8.2 olarak elde edilmiştir.
Anahtar Kelimler: Radyal fan, Plug fan, Sistem kayıpları, Fan performansı.

EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF THE EFFECT OF SYSTEM LOSSES ON FAN PERFORMANCE

Abstract: The performance of fans is measured by the air flow rate it provides against a certain pressure loss. In addition to the design of the fan itself, the placement of the fan also affects the fan performance. In this context, it is important to leave certain gaps around the fan impeller. Otherwise, fan performance is negatively affected. This negative effect is called system losses. In this study, a radial plug fan was investigated. The investigated fan was placed in AHU (air handling unit) cells of different sizes. In this way, different system losses were obtained by creating different gaps around the fan impeller. The air flow rate and static pressure loss for each gap were measured experimentally. As a result of the measurements, the effect of fan placement on performance was investigated. Measurements were also repeated at different fan speeds.

It was observed that system pressure losses decreased when air velocities decreased. At 3700 rpm fan speed, when the AHU size was reduced, the static pressure provided by the fan decreased by a minimum of 4.3% and a maximum of 14.8%. At 4000 rpm fan speed, the static pressure provided by the fan decreased by a minimum of 2.3% and a maximum of 26.9% when the AHU size was reduced. With the data obtained, an equation giving the change in fan performance was obtained. When the equation results are compared with the experimental data, the minimum deviation rate is 0.5% and the maximum deviation rate is 8.2%.
Keywords: Radial fan, Plug fan, System losses, Fan performance.

GİRİŞ

Yapılan çalışmalar binalarda kullanılan havalandırma ve iklimlendirme sistemlerinin yapılarda tüketilen enerjinin %40-60' lık bölümünü oluşturduğunu göstermektedir (Fengxia *vd.* 2018). İklimlendirme sistemlerinde kullanılan enerjinin büyük bir bölümünü klima santralleri tüketmektedir (Martinaitis *vd.* 2018). Klima santrallerinde enerji harcayan en önemli komponent fanlardır. Bu nedenlerle klima santrali tasarımında enerji

tüketimlerini minimum seviyede tutabilmek için fanların ihtiyaca uygun olarak verimli şekilde seçilmesi gereklidir. Bununla beraber gerçek çalışma koşullarında enerji tüketiminin artmaması için fanların uygun bir şekilde santrale yerleştirilmesi önem arz etmektedir.

Fanların performansı AMCA – Air Movement and Control Association (Hava Hareketi ve Kontrolü Derneği) tarafından tanımlanan ve öngörülen test standartlarına göre labaratuvarlarda ideal şartlar altında yapılan testler sonucunda elde edilir (Canbazoğlu, 2020). Fanların performans verilerine ulaşabilmesi için fan emişindeki havanın simetrik ve girdapsız olması, fan çıkışındaki hava için tam gelişmiş akış sağlanması ve hava akışının ön-dönmesiz ve fan çarkı etrafında yeterli boşlukların olması gerekmektedir. Bu koşulların sağlanamamasının fan performansı üzerindeki etkisi sistem etkisi veya fan kurulum etkisi olarak adlandırılır (Özceviz, 2019). Sistem etkisinden kaynaklı sistem basınç kayıpları oluşur ve fanın tasarım performansı elde edilemez (AMCA 201-02, 2011).

Klima santrali tasarımında fan yerleşimi yapılırken sistem kayıplarının etkisini en aza indirmek için fan çarkı ile klima santrali duvarları arasındaki mesafelerin uygun bir şekilde belirlenmesi önem arz etmektedir. Bu mesafelere dikkat edilmediğinde fan çıkışında hava akışının eşit ve düzgün olmaması, girdap oluşması nedenleriyle fan performansı üzerinde olumsuz etki gösteren sistem kayıpları oluşur. Sistem kayıpları yok edilmez ya da minimize edilmezse fanda oluşan performans eksikliklerini telafi etmek için fan devrinin ve dolayısıyla gücünün arttırılması gerekecektir (Canbazoğlu, 2020). Ayrıca fan daha yüksek devirlerde çalışması gerektiği için titreşim ve ses seviyeleri artacaktır.

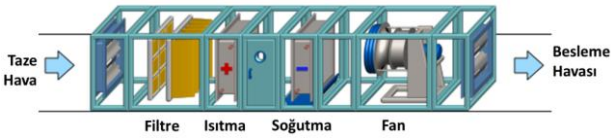
Yapılan çalışmada fan yerleşiminden kaynaklı sistem basınç kayıplarının radyal bir plug fanın performansına etkisini incelemek amacıyla deneyler yapılmıştır. Deneyler AMCA 210 (Laboratory Methods of Testing Fans for Certified Aerodynmamic Performance Rating) (ANSI/AMCA 210-16, 2016) test standardına uygun olarak tasarlanmış test düzeneğinde yapılmıştır. Deneyler fan çarkı ve klima santrali duvarları arasındaki mesafelerin fan performansına etkisini gözlemleyebilmek için 2 farklı klima santrali kesiti boyutunda ve her bir boyut için 2 farklı fan devrinde yapılmıştır. Deneysel çalışmalar sonucunda toplam statik basınç kayıplarına göre fanın sağladığı hava debileri elde edilmiştir. Fanın farklı santral boyutlarında aynı debiyi sağlayabilmesi için karşılayabildiği toplam statik basınç kayıplarının değişimleri incelenerek sistem kayıplarının fan performansı üzerindeki etkisi araştırılmıştır.

MATERYAL VE METHOD

Klima Santrali

Fan performans deneylerinin yapılması için 2 farklı yükseklik ve genişliğe sahip klima santrali seçilmiştir. Seçilen klima santrallerinde kullanılan fan, fan girişi ve çıkışı için belirlenen mesafeler aynı sadece fan çarkı ile klima santrali iç duvarları arasındaki mesafeler farklıdır. Bu sayede fan çıkışında fan çarkı ile santral duvarları arasındaki boşluklardan dolayı oluşan sistem kayıplarının fan performansına etkisi incelenmiştir.

Klima santralinde fana karşı statik basınç oluşturmak için klima santraline fana ek olarak filtre, ısıtma ve soğutma bataryası komponentleri yerleştirilmiştir. Deneylerde kullanılan klima santrali Şekil 1'de şematik olarak gösterilmiştir.



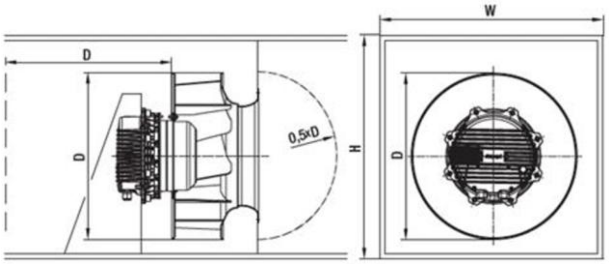
Şekil 1. Deneylerde kullanılan klima santralinin şematik gösterimi

Yapılan çalışmada EC (elektronik kontrollü) motorlu bir plug fanın performansı incelenmiştir. Fanın yerleşiminin yapıldığı santral boyutları fan çarkı etrafında uygun mesafeler olacak şekilde (sistem kayıpları oluşmayacak şekilde) hidrolik çap ile belirlenebilir. Hidrolik çap Eş. (1) den hesaplanabilir (EBM, 2018).

$$dh = 2 \times W \times H / (W+H) \quad (1)$$

Eş. (1)'de; dh hidrolik çapı [mm], W fan yerleşiminin yapıldığı santral iç genişliğini [mm], H ise fan yerleşiminin yapıldığı santral iç yüksekliğini [mm] ifade etmektedir.

Nominal fan çapı 250 mm ile 560 mm arasında olan fanlarda fan tasarım verilerinin elde edilmesi için hidrolik çapın fan çarkı dış çapına oranının minimum 1.7 olması gerekmektedir. Nominal fan çapı 630 mm ile 900 mm arasında olan fanlarda ise bu oranının minimum 2.2 olması gerekmektedir. Belirtilen oranlardan düşük çap oranlarında sistem kayıpları oluşacak ve fan performansı düşecektir (EBM, 2018).



Şekil 2. EC plug fanın klima santrali içerisinde yerleşiminin şematik gösterimi, D=280mm (EBM, 2018).

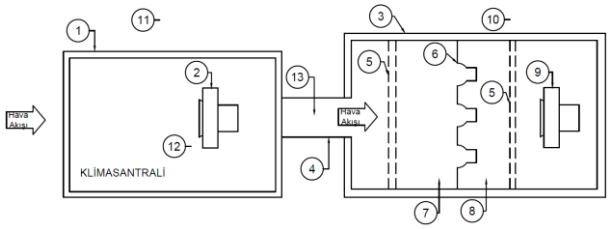
Deneylerin yapıldığı 2 farklı klima santrali boyutları ve hidrolik çapları Tablo 1'de verilmiştir.

Tablo 1. Fan performans deneylerinin yapıldığı klima santrali boyutları

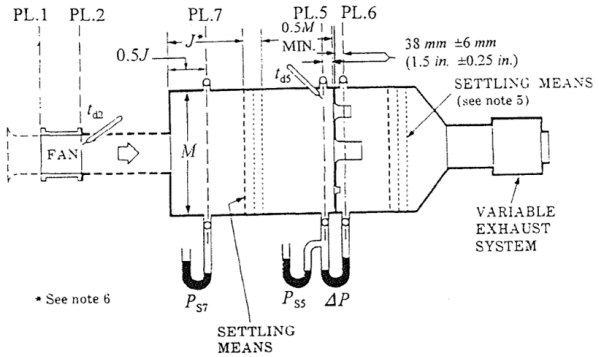
Klima Santrali	W (mm)	H (mm)	dh/D
1 nolu santral	760	600	2,40
2 nolu santral	600	360	1,61

Deneysel Çalışmalar

Deneysel çalışmalarda klima santraline yerleştirilen nominal çapı 250mm olan EC motorlu bir plug fanın fan performans testleri yapılmıştır. Deneylerde klima santrali AMCA 210 (Laboratory Methods of Testing Fans for Certified Aerodynmamic Performance Rating) test standardına uygun olarak tasarlanan test düzeneğine bağlanmıştır. Test düzeneği dış ortamdan izole klima santrali gövdesi içerisinde havanın uniform dağılımı için akış düzenleyicileri, hacimsel hava debisi hesabı için lüleler, yardımcı radyal fan ve ölçüm ekipmanlarından oluşmaktadır (Şekil 3). AMCA 210 test standardında tariflenen deney düzeneğinin şematik görseli Şekil 4'te verilmiştir.



Şekil 3. Fan performans testi deney düzeneğinin şematik gösterimi 1)klima santrali, 2)plug fan, 3)yalıtılmış test düzeneği, 4)redüksiyon bağlantı, 5)akış düzenleyicileri, 6)lüle, 7),8) lüle fark basıncı ölçümü, 9)yardımcı EC fan, 10)atmosfer basıncı ölçüm noktası,
11)ortam havası sıcaklık ve nem ölçüm noktası, 11)ortam havası sıcaklık ve nem ölçüm noktası, 12) iç statik basınç kaybı ölçüm noktası, 13) dış statik basınç kaybı ölçüm noktası



Şekil 4. AMCA 210 test standardı deney düzeneğinin şematik gösterimi

Deneyler 2 farklı klima santrali boyutunda ve her boyut için 2 farklı fan devrinde yapılmıştır. Deneylerde plug fanın %100 kapasitede 4000 rpm ve %80 kapasitede 3700 rpm fan devirlerinde toplam statik basınç kaybı ve hava debisi ölçülmüştür. Test düzeneğinde bulunan yardımcı fanın devri ayarlanarak incelenen plug fanın aynı devirde farklı çalışma noktalarında hava debisi ve toplam statik basınç kayıpları elde edilmiştir. AMCA 210 test standardı hacimsel hava debisi hesaplama yönteminde test düzeneğinde bulunan lüleleden geçen havanın ortalama hızından yararlanılmaktadır. Hava debisinin yüksek hassasiyetle hesaplanabilmesi için lülerden geçen havanın ortalama hızının belirli bir aralıkta olması beklenmektedir (ANSI/ASHRAE Standard 79-2002, 2006). Bu kapsamda her bir deney öncesi lüle açıklıkları ayarlanarak lüle hava hızları istenilen aralıkta tutulmuştur.

Başlangıçta ideal fan performansını elde edebilmek için fan çarkı ile santral duvarları arasında uygun mesafeler olacak şekilde seçilen 1 nolu klima santralinde deneyler yapılmıştır. İdeal fan performans verileri deneysel olarak elde edildikten sonra sistem kayıplarının oluşması için fan çarkı etrafında yeterli mesafe olmayacak şekilde seçilen klima santralinde deneyler yapılmıştır. Farklı klima santrallerinde yapılan deney sonuçları karşılaştırılıp değerlendirilerek hava debisine göre sistem basınç kayıpları elde edilmiştir. Deney verilerinden faydalanılarak hava debisine bağlı olarak sistem basınç kaybını hesaplayabilmek için denklem oluşturulmuştur. Oluşturulan denklem Eş. (2)'de verilmiştir.

$$P_s = a \times V^2 + b \times V + c \qquad (2)$$

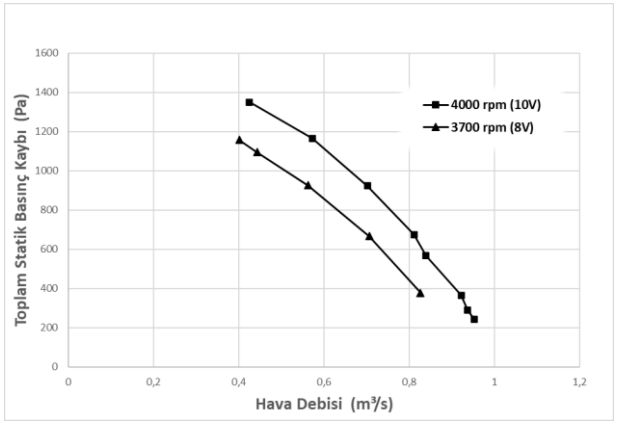
Eş. (2)'de; P_s toplam statik basınç kaybını [Pa], V hava debisini [m³/s], a,b ve c ise ampirik katsayıları ifade etmektedir.

BULGULAR VE TARTIŞMA

Deneysel çalışmalar kapsamında klima santrali boyutunda ve 2 farklı fan hızında fan performans deneyleri yapılmıştır. Deneyler sonucunda fanın farklı çalışma noktalarındaki hava debisi ve toplam statik basınç kayıpları elde edilmiştir.

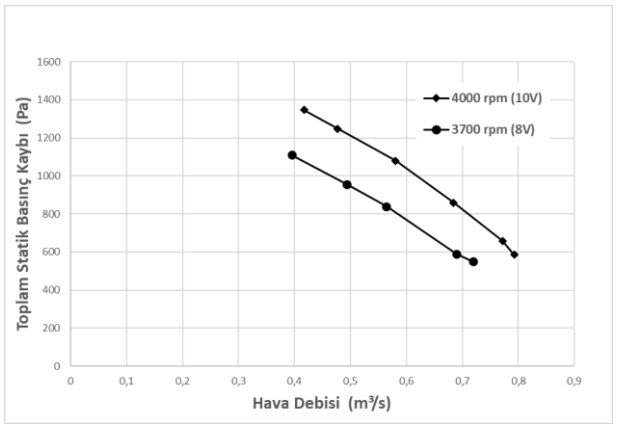
Plug fanın ideal performans verilerini deneysel olarak elde edebilmek için başlangıçta plug fanın çapına göre boyutları büyük olan klima santralinde (dh/D=2,4) deneyleri yapılmıştır. Bu sayede fan çarkı ile klima santrali iç duvarları arasındaki mesafeler sistem basınç kayıplarını minimum seviyede tutucak şekilde ayarlanabilmiştir. Sistem kayıplarının fan performansına etkisi ideal seviyede tutulmuştur. Deneylerde fan çarkı ile santralin yan duvarları arasındaki mesafe fan çapının %86'sı, fan çarkı ile santralin üst ve alt duvarları arasındaki mesafe fan çapının %57'si olacak şekilde fan performansı test edilmiştir. Deneyler fan hızı 4000 rpm ve 3700 rpm olacak şekilde 2 farklı fan devrinde yapılmıştır. Deneyler sonucunda 2 farklı fan devrinde fanın hava debisi ve toplam basınç kayıpları elde edilmiştir. Deneylerde elde edilen hava debileri ve toplam statik basınç kayıpları Şekil 5'te 2 farklı fan devri

için aynı grafik üzerinde verilmiştir. Grafikten görüleceği üzere have debisi statik basınç kaybı arttıkça azalmaktadır. Bu sonuç fan çalışma eğrisinin tipik bir özelliğidir ve beklenilen bir durumdur. Bunun yanında aynı hava debisindeki statik basınç değerleri düşük devirde daha düşüktür. Bu durum devir düştükçe fan performansının azaldığını göstermektedir.



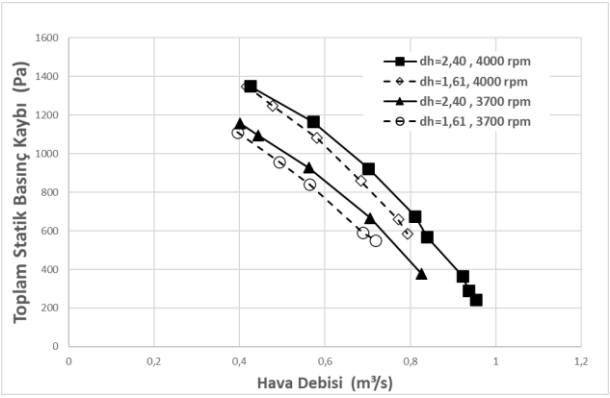
Şekil 5. 1 nolu santralde (dh/D=2,4) hava debisi ile toplam statik basınç kaybı arasındaki ilişki

İdeal fan performans verilerini deneysel olarak elde ettikten sonra sistem kayıplarının fan performansına etkisini inceleyebilmek için fanın çapına göre boyutları daha küçük olan klima santralinde (dh/D=1,6) deneyleri yapılmıştır. Bu sayede fan çarkı ile klima santrali iç duvarları arasındaki mesafeler azaltılarak sistem kayıpları arttırılmıştır. Bu deneylerde fan çarkı ile santralin yan duvarları arasındaki mesafe fan çapının %57'si, fan çarkı ile santralin üst ve alt duvarları arasındaki mesafe fan çapının %14'ü olacak şekilde fan performansı test edilmiştir. Deneyler aynı şekilde fan hızı 4000 rpm ve 3700 rpm olacak şekilde 2 farklı fan devrinde tekrarlanmıştır. Deneyler sonucunda 2 farklı fan devrinde fanın hava debisi ve toplam basınç kayıpları elde edilmiştir. Deneylerde elde edilen hava debileri ve toplam statik basınç kayıpları Şekil 6'da 2 farklı fan devri için aynı grafik üzerinde verilmiştir. Fan performans eğrilerindeki eğilim Şekil 5'teki ile aynıdır.



Şekil 6. 2 nolu santralde (dh/D=1,6) hava debisi ile toplam statik basınç kaybı arasındaki ilişki

Sistem basınç kayıplarının fan performansına etkisini inceleyebilmek için 2 farklı klima santali boyutunda yapılan deneylerden elde edilen veriler Şekil 7'de aynı grafik üzerinde verilmiştir. Şekil 7 incelendiğinde hem 4000 rpm fan hızında hem de 3700 rpm fan hızında fan performansının boyutları küçük olan klima santralinde (dh/D=1,6) daha düşük olduğu açıkça görülmektedir. Klima santrali boyutu küçüldüğü için fan çarkı ile santral iç duvarları arasındaki mesafeler azalmıştır. Bu nedenle santral içerisindeki hava akışı zorlanmıştır ve ek basınç kayıpları oluşmuştur. Oluşan bu sistem kayıpları aynı hava debisini sağlamak için fanın karşılayabileceği toplam statik basınç kaybını azaltmıştır. Örneğin 4000 rpm fan hızında 0,6 m³/s hava debisi için fan büyük klima santralinde 1120Pa basınç kaybını karşılayabilirken küçük klima santralinde 1045Pa basınç kaybını karşılayabilmektedir. Aynı şekilde 3700 rpm fan hızı incelendiğinde örneğin 0,7 m³/s hava debisi için fan büyük klima santralinde 670Pa basınç kaybını karşılayabilirken küçük klima santralinde 580Pa basınç kaybını karşılayabilmektedir.

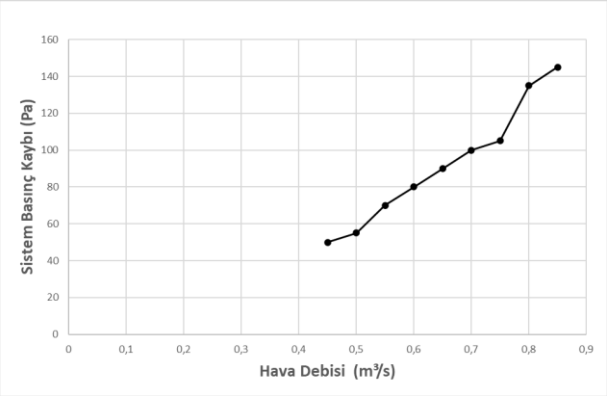


Şekil 7. 1 nolu santralde (dh/D=2,4) ve 2 nolu santralde (dh/D=1,6) hava debisi ile toplam statik basınç kaybı karşılaştırması

Ayrıca Şekil 7'den görülmektedir ki aynı fan hızında büyük klima santralinde fan daha yüksek hava debilerini sağlayabilmektedir. Küçük klima santralinde ise sistem kayıplarından dolayı fanın sağlayabildiği en yüksek hava debisi büyük klima santraline göre azalmaktadır. Ek olarak Şekil 7 incelendiğinde düşük hava debilerinde farklı santral boyutlarının toplam statik basınç kayıpları arasındaki fark yüksek debilere göre daha azdır. Hava debisi azaldıkça hava hızı azalmaktadır. Hava hızları azaldıkça fanın klima santrali içerisine yerleşiminden kaynaklanan sistem basınç kayıpları azalmaktadır. 3700 rpm fan devrinde santral boyutu küçüldüğünde fanın sağladığı toplam statik basınç minimum %4.3, maksimum ise %14.8 oranında azalmıştır. 4000 rpm fan devrinde santral boyutu küçüldüğünde fanın sağladığı toplam statik basınç minimum %2.3, maksimum ise %26.9 oranında azalmıştır.

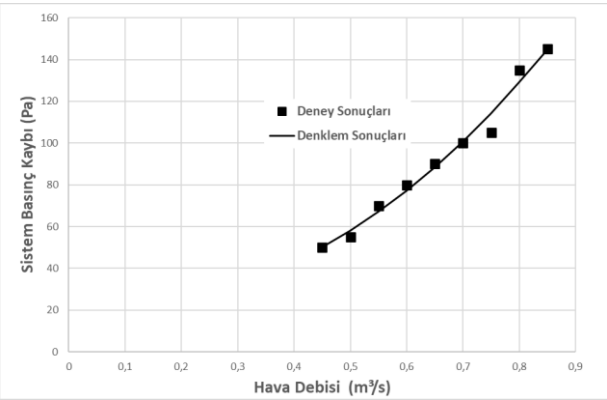
Şekil 7 daha detaylı incelenerek her bir fan hızında sistem basınç kayıpları hava debisine bağlı olarak elde edilmiştir. Bunun için aynı fan hızında iki farklı boyutta klima santralindeki fan toplam statik basınç kaybı

farkları hesaplanarak belirlenmiştir. Toplam statik basınç kayıpları arasındaki farklar sistem basınç kayıplarıdır. Hava debisine bağlı olarak sistem basınç kaybının değişimi Şekil 8'de gösterilmiştir. Şekil 8'deki eğri deneyi yapılan her iki hız için geçerlidir. Her iki hızda elde edilen sistem basınç kayıpları birbirine çok yakın olduğundan ortalaması alınarak tek bir eğri elde edilmiştir. Şekil 8 incelendiğinde hava debisi arttıkça sistem basınç kayıplarının arttığı görülmektedir. Hava debisi arttıkça hava hızları arttığı için sistem basınç kayıpları artmaktadır.



Şekil 8. Hava debisi ile sistem basınç kaybı arasındaki ilişki

Yapılan deneysel çalışmalar sonucunda elde edilen deney verilerinden yararlanılarak ilgili fanın sistem basınç kayıplarını hesaplayan bir denklem Eş.(2) oluşturulmuştur. Hesaplama sonucunda elde edilen veriler ve deney verileri Şekil 9'da aynı grafik üzerinde verilmiştir. Denklem sonuçları ile deneysel veriler karşılaştırıldığında sapma oranı minimum %0.5, maksimum ise %8.2 olarak elde edilmiştir. Oluşturulan ampirik denklem Alarko Carrier "Airovision" klima santrali seçim programında ilgili fanın hava debisine göre sistem basınç kayıplarını hesaplamak amacıyla kullanılmıştır.



Şekil 9. Deney sonuçları ile denklem sonuçlarının karşılaştırılması

SONUÇLAR

Radyal bir plug fanın 2 farklı boyuttaki klima santralinde ve her boyut için 2 farklı fan hızında fan performans deneyleri yapılmıştır. Deneyler sonucunda fanın karşılayabileceği toplam statik basınç kayıpları hava debisine bağlı olarak elde edilmiştir.

Fanın yerleşiminin yapıldığı santral boyutları küçüldüğünde fan performansının azaldığı gözlemlenmiştir. Santral boyutları azaldığı için fan çarkı ile santral iç duvarları arasındaki mesafeler azalmaktadır. Bu durum hava akışının zorlanmasına ve ek basınç kayıplarının oluşmasına neden olmaktadır. Oluşan bu ek basınç kayıpları fanın yerleşiminden kaynaklanan sistem basınç kayıplarıdır.

Fan boyutları daha küçük bir santrale yerleştirildiğinde boyutları daha büyük santralde daha düşük fan hızında çalışıyormuş gibi performansının düştüğü söylenebilir.

Sistem kayıpları fanın aynı hava debisini sağlamak için karşılayabileceği toplam statik basınç kaybını azaltmaktadır. Sistem kayıpları ne kadar artarsa fanın karşılayabileceği toplam statik basınç kaybı o kadar azalmaktadır.

Fan yerleşiminin yapıldığı santral boyutları azaldıkça sistem kayıplarından dolayı toplam basınç kayıpları arttığı için fanın sağlayabileceği maksimum debi azalmaktadır.

Sistem basınç kayıpları hava debisi azaldıkça hava hızı da azaldığı için azalmaktadır. Yüksek hava debilerinde hava hızlarının artmasıyla sistem basınç kayıpları artmaktadır.

Sistem basınç kayıplarını belirleyebilmek için deney verilerinden yararlanılarak bir denklem oluşturulmuştur. Denklem sonuçları ile deneysel veriler karşılaştırıldığında sapma oranı minimum %0.5, maksimum ise %8.2 olarak elde edilmiştir. Alarko Carrier "Airovision" klima santrali seçim programında ilgili fanın sistem basınç kayıplarını hesaplamak için bu denklem kullanılmıştır.

SEMBOLLER

dh	Hidrolik çap [mm]
H	Yükseklik [mm]
P_s	Toplam statik basınç kaybı [Pa]
V	Hava debisi [m³/s]
W	Genişlik [mm]

TEŞEKKÜR

Çalışmada katkıda bulunan Alarko Carrier Sanayi ve Ticaret A.Ş Ar-Ge departmanına teşekkürlerimi sunarım.

KAYNAKLAR

AMCA 201-02 (R2011) , Fan and Systems, *Air Movement and Control Association International*.

ANSI/AMCA 210-16 Standard , 2016, Laboratory Methods of Testing Fans for Certified Aerodynamic Performance Rating, *Air Movement and Control Association International*, 4-50.

ANSI/ASHRAE Standard 79-2002 , RA2006, Method of testing for rating Fan-coil conditioners. Atlanta: American Society of Heating, *Refrigerating ans Air-Conditioning Engineers*, 2-14.

Canbazoğlu S., ,Fan Mühendisliği Kitabı , 2020, *Aironn Teknik Yayınlar*, 163-166.

EBM, 2018, EC Plug Fans in AHU Applications, *Best Practice Guide 1st Edition*, 01, 4-5.

Fengxia H., Zhongbin Z., Hu H. and Zemin C., 2018, "Experimental study on the all-fresh-air handling unit with exhaust air energy recovery", *Energy Procedia*, 152, 431-437.

Martinaitis V., Streckiene G., Bagdanavicius A. and Bielskus J., 2018, "A comparative thermodynamic analysis of air handling units at variable reference temperature", *Applied Thermal Engineering*, 143, 385-395.

Özceviz N., 2019 Hava Akışının Esasları ve HVAC Fanları, *ISKAV TAD Yayınları*.

MODELLING THERMOPHYSICAL & THERMODYNAMIC PROPERTIES OF HUMID AIR AS A REAL GAS BY USING NIST(LEMMON) DRY AIR MIXTURE EOS AND IAPWS 95 FORMULATION FOR STEAM

Mustafa Turhan ÇOBAN
Piri Reis University, Faculty of Engineering, Department of Mechanical Engineering, Tuzla, Istanbul, Türkiye.
E-mail:mtcoban@pirireis.edu.tr

Abstract: In humid air thermodynamic property calculations, it is usually ideal gas EOS is used. The basic reason for this is simplicity of using ideal gas EOS. For most air condition applications it might be sufficient, but when applications with higher pressure zones are considered error level will increased. An equation of state with better accuracy of thermodynamic properties will be required for extreme cases. In this study real gas EoS equation of state developed by Lemmon at all for dry air as a gas mixture of Nitrogen, oxygen and Argon. and International Association for the properties of water and steam (IAPWS) 95 EoS for water vapor will be used to establish computer programs in java language to calculate properties of humid air. Then dry air and water vapor properties are mixed as real gases. Basic thermodynamic and heat-mass transfer equations are used to define properties such as dew point temperature, adiabatic saturation temperature and wet bulb temperature. In order to calculate thermophysical properties such as viscosity, thermal conductivity etc. combination of cubic surface splines and several other formulations such as Wilke, Reichenberg… methods are used. Results of developed equations are compared with Ideal gas and IAPWS-95 EOS and Peng Robinson and and IAPWS-97 EoS of humid air. All the program codes are listed as free access in www.turhancoban.com adress. All codes are developed in java programming language.
Keywords: Thermodynamic properties of humid air, Nist(Lemmon) EoS, IAPWS95 EoS, thermodynamic properties of dry air, thermophysial properties of humid air

FORMULATION OF EQUATION OF STATE

Thermodynamic properties of dry air

Table 2.1 Air mixture ratios.

Gas	Formula	Mole (%)	Molar mass, M (kg/kmol)
Nitrogen	N_2	0.78112	28.014
Oxygen	O_2	0.20954	31.998
Argon	Ar	0.00934	39.948
Air		1	28.96029

International Assosiation for Properties of Water and Steam (IAPWS) published and equation for dry air [60]. Equation of State (the specific Helmholtz energy) for dry air has the following form:

$$f^A(T,\rho^A) = \frac{R^L T}{M_A}\alpha^A(\delta,\tau) = \frac{R^L T}{M_A}[\alpha^{A0}(\delta,\tau) + \alpha^{Ar}(\delta,\tau)] \quad (2.1.1)$$

Where R_L=8.31451 J/(molK) molar gas constant, M_A=0.02896546 kg/mol Molar mass of dry air. $\alpha^{A0}(\delta,\tau)$ is ideal gas part of the reduced specific Helmholtz energy and $\alpha^{Ar}(\delta,\tau)$ is the residual part of the reduced specific Helmholtz energy.

$$\alpha^{A0}(\delta,\tau) = \ln(\delta) + \sum_{i=1}^{5} n_i^0 \tau^{i-4} + n_6^0 \tau^{1.5} + n_7^0 \ln(\tau) + n_8^0 \ln[1-\exp(-n_{11}^0\tau)] + n_9^0 \ln[1-\exp(-n_{12}^0\tau)] + n_{10}^0 \ln[2/3-\exp(-n_{13}^0\tau)] \quad (2.1.2)$$

$$\alpha^{Ar}(\delta,\tau) = \sum_{k=1}^{10} n_k \delta^{i_k}\tau^{j_k} + \sum_{k=11}^{19} n_k \delta^{i_k}\tau^{j_k}\exp(-n_k\delta^{t_k}) \quad (2.1.3)$$

Where $\tau = \frac{T_A^*}{T}$ $T_A^* = 132.6312\ K$ $\delta = \frac{\rho^A}{\rho_A^*}$ $\rho_A^* = 10447.7\ mol/m^3$

Table 2.2 Coefficients of Equation 2.1.2

i	n_i^0
1	6.05719400E-08
2	-2.10274769E-05
3	-1.58860716E-04
4	9.74502517E+00
5	1.00986147E+01
6	-1.95363420E-04
7	2.49088803E+00
8	7.91309509E-01
9	2.12236768E-01
10	-1.97938904E-01
11	2.53636500E+01
12	1.69074100E+01
13	8.73127900E+01

Table 2.3 Coefficients of Equation 2.1.3

i	i_k	j_k	l_k	n_k
1	1	0	0	1.181607472290E-01
2	1	0.33	0	7.131163920790E-01
3	1	1.01	0	-
4	2	0	0	7.141401789710E-02
5	3	0	0	-8.654213966460E-
6	3	0.15	0	1.342111767040E-01
7	4	0	0	1.126267042180E-02
8	4	0.2	0	-4.205332288420E-
9	4	0.35	0	3.490084319820E-02
10	6	1.35	0	1.649571831860E-04
11	1	1.6	1	-1.013650379120E-
12	3	0.8	1	-1.738136909700E-
13	5	0.95	1	-4.721031837310E-
14	6	1.25	1	-1.225235542530E-
15	1	3.6	3	-1.466296097130E-
16	3	6	2	-3.160558798210E-
17	11	3.25	2	2.335948061420E-04
18	1	3.5	3	1.482878919780E-02
19	3	15	3	-9.387828846670E-

All thermodynamic values for dry air can be derived from equation (2.1.4)

Pressure (kPa): $P(T,ro) = \rho^2 \frac{\partial f^A(T,\rho^A)}{\partial \rho}$ (2.1.5)

Entropy (kJ/(kgK)) : $s(T,ro) = -\frac{\partial f^A(T,\rho^A)}{\partial T}$ (2.1.6)

Enthalpy (kJ/kg) : $h(T,ro) = f^A(T,\rho^A) - T\frac{\partial f^A(T,\rho^A)}{\partial T} + \rho\frac{\partial f^A(T,\rho^A)}{\partial \rho}$ (2.1.7)

Isochoric specific heat C_p(kJ/(kgK)) :

$$C_p(T,ro) = -T\frac{\partial^2 f^A(T,\rho^A)}{\partial T \partial T} + \frac{T\rho\left[\frac{\partial^2 f^A(T,\rho^A)}{\partial T \partial \rho}\right]^2}{\left(2\frac{\partial f^A(T,\rho^A)}{\partial \rho} + \rho\frac{\partial^2 f^A(T,\rho^A)}{\partial \rho \partial \rho}\right)}$$

(2.1.8)

Properties of steam

Another set of equation of state is given by International Association for the Properties of Water and Steam(IAPWS). It is called **IAPWS 95 EoS**[58]. IAPWS 95 is designed for scientific calculations. It has only one basics EoS to cover regions from ice to steam.

The water-vapor part is given by IAPWS-95 Helmholtz free energy for water and steam[2]. This equation has the following form:

$\frac{f^V(T,\rho^V)}{RT} = \phi^V(\delta,\tau) = \phi^{V0}(\delta,\tau) + \phi^{Vr}(\delta,\tau)$ 2.1

Where $\delta = \rho^V/\rho_c^V$ and $\tau = T_c^V/T$ for steam and water T_c^V=647.096 K, ρ_c^V=322 kg/m^3 and R=0.46151805 kJ/(kgK). The equation for the ideal gas part of the Helmholtz free energy $\phi^{V0}(\delta,\tau)$ can be obtained by using the following equation:

$\phi^{V0}(\delta,\tau) = \ln(\delta) + n_1^0 + n_2^0\tau + n_3^0 \ln(\tau) \sum_{i=4}^{8} n_i^0 ln\left[1 - e^{-(\gamma_i^o)^2}\right]$ (2.2.2)

Table 2.4 Coefficients of Equation 2.1.2

i	n_i^0	γ_i^o	i	n_i^0	γ_i^o
1	-	-	5	0.97315	3.53734222
2	6.6832105268	-	6	1.27950	7.7473708
3	3.00632	-	7	0.966956	9.24437796
4	0.012436	1.28728967	8	0.24873	27.5075105

The equation for the residual part of the Helmholtz free energy $\phi^{Vr}(\delta,\tau)$ can be obtained by using the following equation:

$\phi^{Vr}(\delta,\tau) = \sum_{i=1}^{7} n_i\delta^{d_i}\tau^{t_i} + \sum_{i=8}^{51} n_i\delta^{d_i}\tau^{t_i} e^{-\delta^{c_i}} + \sum_{i=52}^{54} n_i\delta^{d_i}\tau^{t_i} e^{-\alpha_i(\delta-\epsilon_i)^2-\beta_i(\tau-\gamma_i)^2} + \sum_{i=55}^{56} n_i \Delta^{b_i}\phi$ 2.3

With $\Delta = \theta^2 + B_i[(\delta-1)^2]^{a_i}$ (2.2.4)

$\theta = (1-\tau) + A_i[(\delta-1)^2]^{1/(2\beta_i)}$ (2.2.5)

$\phi = e^{-C_i(\delta-1)^2 - D_i(\tau-1)^2}$ (2.2.6)

Table 2.5 Coefficients of Equation 2.2.3-2.2.6

i	a_i	b_i	B_i	c_i	d_i	t_i	n_i	ϕ_i	ϕ_i	ϕ_i	ϕ_i	C_i	D_i	A_i
1	0	0	0	0	1	-0.5	1.25335479355230E-02	0	0	0	0	0	0	0
2	0	0	0	0	1	0.875	7.89576347228280E+00	0	0	0	0	0	0	0
3	0	0	0	0	1	1	-8.78032033035610E+00	0	0	0	0	0	0	0
4	0	0	0	0	2	0.5	3.18025093454180E-01	0	0	0	0	0	0	0
5	0	0	0	0	2	0.75	-2.61455338593580E-01	0	0	0	0	0	0	0
6	0	0	0	0	3	0.375	-7.81997516879810E-03	0	0	0	0	0	0	0
7	0	0	0	0	4	1	8.80894931021340E-03	0	0	0	0	0	0	0
8	0	0	0	1	1	4	-6.68565723079650E-01	0	0	0	0	0	0	0
9	0	0	0	1	1	6	2.04338109509650E-01	0	0	0	0	0	0	0
10	0	0	0	1	1	12	-6.62126050396870E-05	0	0	0	0	0	0	0
11	0	0	0	1	2	1	-1.92327211560020E-01	0	0	0	0	0	0	0
12	0	0	0	1	2	5	-2.57090430034380E-01	0	0	0	0	0	0	0
13	0	0	0	1	3	4	1.60748684862510E-01	0	0	0	0	0	0	0
14	0	0	0	1	4	2	-4.00928289258070E-02	0	0	0	0	0	0	0
15	0	0	0	1	4	13	3.93434226032540E-07	0	0	0	0	0	0	0
16	0	0	0	1	5	9	-7.59413770881440E-06	0	0	0	0	0	0	0
17	0	0	0	1	7	3	5.62509793518880E-04	0	0	0	0	0	0	0
18	0	0	0	1	9	4	-1.56086522571350E-05	0	0	0	0	0	0	0

19	0	0	0	1	10	11	1.15379964229510E-09	0	0	0	0	0	0	0
20	0	0	0	1	11	4	3.65821651442040E-07	0	0	0	0	0	0	0
21	0	0	0	1	13	13	-1.32511800746680E-12	0	0	0	0	0	0	0
22	0	0	0	1	15	1	-6.26395869124540E-10	0	0	0	0	0	0	0
23	0	0	0	2	1	7	-1.07936009089320E-01	0	0	0	0	0	0	0
24	0	0	0	2	2	1	1.76114910087520E-02	0	0	0	0	0	0	0
25	0	0	0	2	2	9	2.21322951675460E-01	0	0	0	0	0	0	0
26	0	0	0	2	2	10	-4.02476697635280E-01	0	0	0	0	0	0	0
27	0	0	0	2	3	10	5.80833999857590E-01	0	0	0	0	0	0	0
28	0	0	0	2	4	3	4.99691469908060E-03	0	0	0	0	0	0	0
29	0	0	0	2	4	7	-3.13587007125490E-02	0	0	0	0	0	0	0
30	0	0	0	2	4	10	-7.43159297103410E-01	0	0	0	0	0	0	0
31	0	0	0	2	5	10	4.78073299154800E-01	0	0	0	0	0	0	0
32	0	0	0	2	6	6	2.05279408959480E-02	0	0	0	0	0	0	0
33	0	0	0	2	6	10	-1.36364351103430E-01	0	0	0	0	0	0	0
34	0	0	0	2	7	10	1.41806344006170E-02	0	0	0	0	0	0	0
35	0	0	0	2	9	1	8.33265048807130E-03	0	0	0	0	0	0	0
36	0	0	0	2	9	2	-2.90523360095850E-02	0	0	0	0	0	0	0
37	0	0	0	2	9	3	3.86150855742060E-02	0	0	0	0	0	0	0
38	0	0	0	2	9	4	-2.03934865137040E-02	0	0	0	0	0	0	0
39	0	0	0	2	9	8	-1.65540500637340E-03	0	0	0	0	0	0	0
40	0	0	0	2	10	6	1.99555719795410E-03	0	0	0	0	0	0	0
41	0	0	0	2	10	9	1.58703083241570E-04	0	0	0	0	0	0	0
42	0	0	0	2	12	8	-1.63885683425300E-05	0	0	0	0	0	0	0
43	0	0	0	3	3	16	4.36136157238110E-02	0	0	0	0	0	0	0
44	0	0	0	3	4	22	3.49940054637650E-02	0	0	0	0	0	0	0
45	0	0	0	3	4	23	-7.67881978446210E-02	0	0	0	0	0	0	0
46	0	0	0	3	5	23	2.24627733200060E-02	0	0	0	0	0	0	0
47	0	0	0	4	14	10	-6.26897104146850E-05	0	0	0	0	0	0	0
48	0	0	0	6	3	50	-5.57111185656450E-10	0	0	0	0	0	0	0
49	0	0	0	6	6	44	-1.99057183544080E-01	0	0	0	0	0	0	0
50	0	0	0	6	6	46	3.17774973307380E-01	0	0	0	0	0	0	0
51	0	0	0	6	6	50	-1.18411824259810E-01	0	0	0	0	0	0	0
52	0	0	0	0	3	0	-3.13062603234350E+01	20	150	1.2	1	0	0	0
53	0	0	0	0	3	1	3.15461402377810E+01	20	150	1.2	1	0	0	0
54	0	0	0	0	3	4	-2.52131543416950E+03	20	250	1.3	1	0	0	0
55	3.5	0.9	0.2	0	0	0	-1.48746408567240E-01	0	0.3	0	0	28	700	0.32
56	3.5	1	0.2	0	0	0	3.18061108784440E-01	0	0.3	0	0	32	800	0.32

All thermodynamic values for water-steam can be derived from equation 2.6.26

Pressure (kPa): $\frac{P(\delta,\tau)}{\rho RT} = 1 + \delta \frac{\partial \varphi^{Vr}(\delta,\tau)}{\partial \delta}$ (2.2.7)

Entropy (kJ/(kgK)) : $\frac{s(\delta,\tau)}{R} = \tau \frac{\partial[\varphi^{V0}(\delta,\tau)+\varphi^{Vr}(\delta,\tau)]}{\partial \tau} - [\varphi^{V0}(\delta,\tau) + \varphi^{Vr}(\delta,\tau)]$ (2.2.8)

Enthalpy (kJ/kg) : $\frac{h(\delta,\tau)}{RT} = 1 + \tau \frac{\partial[\varphi^{V0}(\delta,\tau)+\varphi^{Vr}(\delta,\tau)]}{\partial \tau} + \delta \frac{\partial \varphi^{Vr}(\delta,\tau)}{\partial \delta}$ (2.2.9)

Isochoric specific heat C_p(kJ/(kgK)) :

$$\frac{C_p(\delta,\tau)}{R} = -\tau^2[\varphi^{V0}(\delta,\tau) + \varphi^{Vr}(\delta,\tau)] + \frac{\left(1+\delta\frac{\partial \varphi^{Vr}(\delta,\tau)}{\partial \delta}-\delta\frac{\partial^2 \varphi^{Vr}(\delta,\tau)}{\partial \delta \partial \tau}\right)^2}{1+2\delta\frac{\partial \varphi^{Vr}(\delta,\tau)}{\partial \delta}+\delta^2\frac{\partial^2 \varphi^{Vr}(\delta,\tau)}{\partial \delta \partial \delta}} \quad (2.2.10)$$

For saturation region following equations are given:

$\frac{P_\sigma(\delta',\tau)}{\rho' RT} = 1 + \delta' \frac{\partial \varphi^{Vr}(\delta',\tau)}{\partial \delta}$ (2.2.11)

$\frac{P_\sigma(\delta'',\tau)}{\rho'' RT} = 1 + \delta'' \frac{\partial \varphi^{Vr}(\delta'',\tau)}{\partial \delta}$ (2.2.12)

$\frac{P_\sigma(\delta',\tau)}{RT}\left(\frac{1}{\rho''} - \frac{1}{\rho'}\right) - ln\left(\frac{\rho'}{\rho''}\right)$ (2.2.13)

Where ρ' is saturated liquid density and ρ'' is saturated vapor density.

Auxiliary equations for P_σ, ρ' , ρ'', h' , h'', , s' , s'' is also given in IAPWS-95 as:

$\left(\frac{P_\sigma}{P_c}\right) = exp\left(\frac{T_c}{T}(a_1\vartheta + a_2\vartheta^{1.5} + a_3\vartheta^3 + a_4\vartheta^{3.5} + a_5\vartheta^4 + a_6\vartheta^{7.5})\right)$ (2.2.14)

$\left(\frac{dP_\sigma}{dT}\right) = -\frac{P_\sigma}{T}\left(ln\left(\frac{P_\sigma}{P_c}\right) + a_1\vartheta + 1.5a_2\vartheta^{0.5} + 3a_3\vartheta^2 + 3.5a_4\vartheta^{2.5} + 4a_5\vartheta^3 + 7.5a_6\vartheta^{6.5}\right)$ (2.2.15)

$\left(\frac{\rho'}{\rho_c}\right) = \left(1 + b_1\vartheta^{1/3} + b_2\vartheta^{2/3} + b_3\vartheta^{5/3} + b_4\vartheta^{16/35} + b_5\vartheta^{43/3} + b_6\vartheta^{110/3}\right)$ (2.2.16)

$ln\left(\frac{\rho''}{\rho_c}\right) = exp\left(c_1\vartheta^{2/6} + c_2\vartheta^{4/6} + c_3\vartheta^{8/6} + c_4\vartheta^{18/6} + c_5\vartheta^{37/6} + c_6\vartheta^{71/6}\right)$ (2.2.17)

$\left(\frac{\alpha}{\alpha_0}\right) = (d_0 + d_1\theta^{-19} + d_2\theta + d_3\theta^{4.5} + d_4\theta^5 + d_5\theta^{54.5})$ (2.2.18)

$\left(\frac{\varphi}{\varphi_0}\right) = \left(e_0 + \frac{19}{20}d_1\theta^{-20} + d_2 ln\theta + \frac{9}{7}d_3\theta^{3.5} + \frac{5}{4}d_4\theta^4 + \frac{109}{107}d_5\theta^{53.5}\right)$ (2.2.19)

$h' = \left(\frac{\alpha}{\alpha_0}\right) + \frac{T}{\rho'}\left(\frac{dP_\sigma}{dT}\right)$ (2.2.20)

$h'' = \left(\frac{\alpha}{\alpha_0}\right) + \frac{T}{\rho''}\left(\frac{dP_\sigma}{dT}\right)$ (2.2.21)

$s' = \varphi + \frac{1}{\rho'}\left(\frac{dP_\sigma}{dT}\right)$ (2.2.22)

$s'' = \varphi + \frac{1}{\rho''}\left(\frac{dP_\sigma}{dT}\right)$ (2.2.23)

Where $\vartheta = \left(1 - \frac{T}{T_c}\right)$ and $\theta = \frac{T}{T_c}$ Coefficient of the Auxiliary equations are as follows:

Table 2.6 Coefficients of Auxiliary Equations 2.2.14-2.2.23

i	A	b	c
1	-7.85951783	1.99274064	-2.0315024
2	1.84408259	1.09965342	-2.68302940
3	-11.7866497	-0.510839303	-5.38626492
4	22.6807411	-1.75493479	-17.2991605
5	-15.9618719	-45.5170352	-44.7586581
6	1.80122502	-6.74694450e5	-63.9201063

Table 2.7 Coefficients of Auxiliary Equations 2.2.14-2.2.23

i	d	e
0	-	2319.5246
1	-5.65134998e-8	
2	2690.66631	
3	127.287297	
4	-135.003439	

At reference [8] more detailed set of eqautions are given for this calculations, for example reverse equation sets are given so that instead of additional curve fitting to get the variables this additional sets can be utilized A program in java (steamIAPWS_IF95) is prepared to use this set of EOS. A user interface is also prepared (steamTableIF95.java). The user interface input frame is given in the following figure.

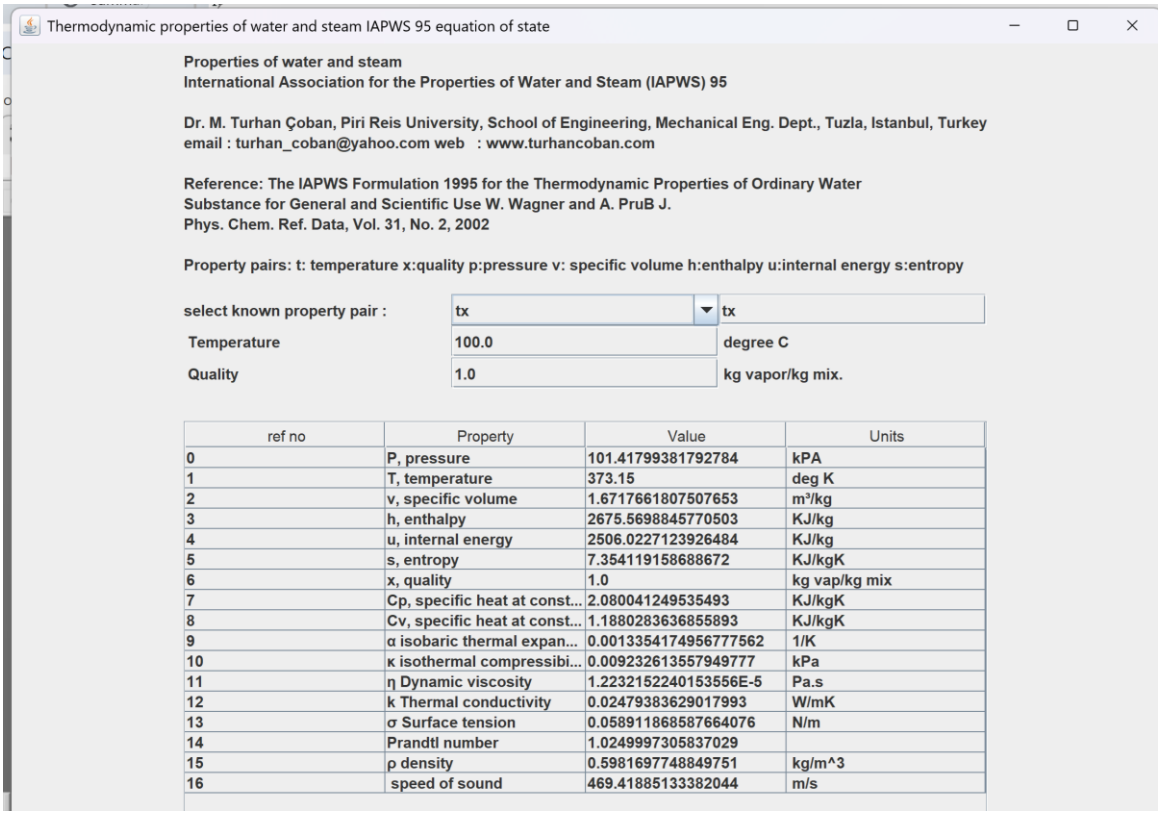


Figure 1 GUI for thermodynamic properties of steam

Equations for humid air:

$h^{AV}(A,T,\rho) = (1-A)h^{V}(T,\rho^{V}) + Ah^{A}(T,\rho^{A})$ (2.3.1)

$s^{AV}(A,T,\rho) = (1-A)s^{V}(T,\rho^{V}) + As^{A}(T,\rho^{A})$ (2.3.2)

THERMOPHYSICAL PROPERTIES

Formulation of Thermophysical Properties for dry air

The thermophysical properties of dry air, such as thermal conductivity and viscosity, are calculated with the equations suggested by Kadoya et al [11].

$$\eta(T_r,\rho_r) = H\left[\eta_0(T_r) + \Delta\eta(\rho_r)\right] \quad (3.1.1)$$

$$\eta_0(T_r) = A_0T_r + A_1T_r^{0.5} + A_2 + \frac{A_3}{T_r} + \frac{A_4}{T_r^2} + \frac{A_5}{T_r^3} + \frac{A_6}{T_r^4}$$

$$\Delta\eta(\rho_r) = \sum_{i=1}^{4} B_i\rho_r^i$$

$$\mathrm{k}(T_r,\rho_r) = \Lambda[k_0(T_r) + \Delta\mathrm{k}(\rho_r)] \quad (3.1.2)$$

$$k_0(T_r) = C_0T_r + C_1T_r^{0.5} + C_2 + \frac{C_3}{T_r} + \frac{C_4}{T_r^2} + \frac{C_5}{T_r^3} + \frac{C}{T_r^4}$$

$$\Delta\mathrm{k}(\rho_r) = \sum_{i=1}^{4} D_i\rho_r^i$$

$$\rho_r = \frac{\rho}{\rho^*}$$

$$T_r = \frac{T}{T^*}$$

In Eq. (39) and Eq. (40) "H" is equal to 6.1609 (10^{-6} Pa), "Λ" is equal to 25.9778 (10^{-3} $W/(mK)$), ρ^* is equal to 314.3 kg/m^3 and T^* is equal to 132.5 K. The coefficients of Eq. (66) and (67) are given in Table 11.

Table 11. Additional properties derived from EoS.

i	A_i	B_i	C_i	D_i
0	0.128517	0.465601	0.239503	0.402287
1	2.60661	1.26469	0.00649768	0.356603
2	-1	-0.511425	1	-0.163159
3	-0.709661	0.2746	-1.92615	0.138059
4	0.662534		2.00383	-0.0201725
5	-0.197846		-1.07553	
6	0.00770147		0.229414	

Formulation of Thermophysical Properties for dry steam

Viscosity and thermal conductivity values are taken from IAPWS Industrial Formulation 1997[15]. This equations are as follows:
Viscosity equations:
$\mu(\delta,\theta) = \mu^*[\mu_0(\theta)\mu_1(\delta,\theta)]$ (3.2.1)
Where $\mu^* = 10^{-6}\ Pas$ $\delta = \frac{\rho}{\rho^*}$ $\theta = T/T^*$
with $T^* = T_c = 647.096\ K$ $\rho^* = \rho_c = 322\ kg/m^3$
$\mu_0(\theta) = \theta^{0.5}[\sum_{i=1}^{4} n_i^0\ \theta^{1-i}]^{-1}$ (3.2.2)
Coefficients of equation given below:
Table 3.1 Coefficients of equation 3.2.2

i	n_i^0
1	0.167752e-1
2	0.220462e-1
3	0.6366564e-2
4	-0.241605e-2

$\mu_1(\delta,\theta) = exp\left[\delta \sum_{i=1}^{21} n_i\ (\delta-1)^{I_i}\left(\frac{1}{\theta}-1\right)^{J_i}\right]$ (3.2.3)
Thermal conductivity equations
$\frac{k(\rho,T)}{\lambda^*} = \Lambda(\delta,\theta)=\Lambda_0(\theta)+\Lambda_1(\delta)+\Lambda_2(\delta,\theta)$ (3.2.4)
$\Lambda_0(\theta) = \theta^{0.5} \sum_{i=1}^{4} n_i^0\ \theta^{i-1}$ (3.2.5)
Table 3.3 Coefficients of equation (3.2.5)

i	n_i^0
1	0.102811e-1
2	0.299621e-1
3	0.156146e-1
4	-0.422464e-2

$\Lambda_1(\delta) = n_1 + n_2\delta + n_3 exp[n_4(\delta+n_5)^2]$ (3.2.6)

Table 3.4 Coefficients of equation 3.2.6

i	n_i
1	0.39707
2	0.400302
3	-0.171587e4
4	-0.239219e1

$\Lambda_2(\delta,\theta) = (n_1\theta^{-10} + n_2)\delta^{1.8} exp[n_2(1-\delta^{2.8})] + n_4 A\delta^B exp\left[\left(\frac{B}{1+B}\right)(1-\delta^{1+B})\right] + n_5 exp[n_6\theta^{1.5} + n_7\delta^{-5}]$ (3.2.7)
$A(\theta) = 2 + n_8(\Delta\theta)^{-0.6}$ (3.2.8)
$B(\theta) = \begin{cases} (\Delta\theta)^{-1} & for\ \theta \geq 1 \\ n_9(\Delta\theta)^{-0.6} & for\ \theta < 1 \end{cases}$ 3.27b with $\Delta\theta = |\theta - 1| + n_{10}$
Table 3.5 Coefficients of equation 3.2.8

i	**n_i**	**i**	**n_i**
1	7.013090E-02	6	-4.117170E+00
2	1.185200E-02	7	-6.179370E+00
3	6.428570E-01	8	8.229940E-02
4	1.699370E-03	9	1.009320E+01
5	-1.020000E+00	10	3.089760E-03

Thermophysical properties of dry air-water mixture (humid air)

For mixing of dry air and water Wilke equation [6] will be used. This equation has the following form:
$\mu_{mix} = \frac{x_A\mu_A}{x_A+\mu_A\mu_{AV}} + \frac{(1-x_A)\mu_V}{(1-x_A)+\mu_V\mu_{VA}}$ (3.3.1) where
$\mu_{AV} = \frac{[1+(\mu_A/\mu_V)^{1/2}(M_V/M_A)^{1/4}]}{\{8[1+(M_A/M_V)]\}^{1/2}}$ (3.3.2)
$\mu_{VA} = \mu_{AV}\mu_V/\mu_A(M_A/M_V)$ (3.3.3)
For thermal conductivity, similar equations will be used.
$k_{mix} = \frac{x_A k_A}{x_A+k_A\mu_{AV}} + \frac{(1-x_A)k_V}{(1-x_A)+k_V\mu_{VA}}$ (3.3.4) where
$\mu_{AV} = \frac{[1+(k_A/k_V)^{1/2}(M_V/M_A)^{1/4}]}{\{8[1+(M_A/M_V)]\}^{1/2}}$ (3.3.5)
$\mu_{VA} = \mu_{AV}k_V/k_A(M_A/M_V)$ (3.3.6)

ADDITIONAL FORMULATIONS FOR HUMID AIR

As a gas mixture, usually utilised in air conditioning industry, definitions used in standart air conditioning industry should also be expressed. Some of these properties are:

Table 3.2 Coefficients of equation 3.2.3

i	**I_i**	**J_i**	**N_i**	**i**	**I_i**	**J_i**	**N_i**
1	0	0	5.200940E-01	12	2	2	-7.724790E-
2	0	1	8.508950E-02	13	2	3	-4.898370E-
3	0	2	-	14	2	4	-2.570400E-
4	0	3	-2.895550E-	15	3	0	1.619130E-
5	1	0	2.225310E-01	16	3	1	2.573990E-
6	1	1	9.991150E-01	17	4	0	-3.253720E-
7	1	2	1.887970E+00	18	4	3	6.984520E-
8	1	3	1.266130E+00	19	5	4	8.721020E-
9	1	5	1.205730E-01	20	6	3	-4.356730E-
10	2	0	-2.813780E-	21	6	5	-5.932640E-
11	2	1	-9.068510E-				

Humidity ratio $w = \left(\frac{1}{A}\right) - 1$ (4.1)

Mole fraction of dry air $x_A = \frac{A(M_W/M_A)}{1-A[1-(M_W/M_A)]}$ (4.2)

Mole fraction of water: $1 - x_A$ 3.3

Mass fraction of dry air: $A = \frac{x_A}{1-(1-x_A)[1-(M_W/M_A)]}$ (4.3)

Partial pressure of water: $P^W = (1 - x_A)P$ (86)

Partial pressure of saturated water: $P^{Wsat} = (1 - x_A^{sat})P = P_\sigma(\mathrm{T})$ (4.4)

Relative humidity: $RH = \frac{P^W}{P^{Wsat}} = \frac{(1-x_A)}{(1-x_A^{sat})}$ (4.5)

Degree of saturation $DOS = \frac{m^W}{m^{Wsat}} = \frac{1-A}{1-A^{sat}}$ (4.6)

Dew point temperature (saturation temperature at partial pressure of water) $T_\sigma(P^W) = T_\sigma\big((1 - x_A)P\big)$ (4.7)

Another concept used for wet air is adibatic saturation temperature. If air flow through an infinite length channel filled with water at the bottom and all walls are insulated, it will absorb water and will be reached to adiabatic saturation point. The temparature of adiabatic saturation point is also called wet air temperature, it is an idealised thermodynamic concept and can be calculated from the energy balance of the infinitely long channel. Basic energy equation:

Energy of the air entering the channel = energy of the air leaving the channel + energy of evaporated water,

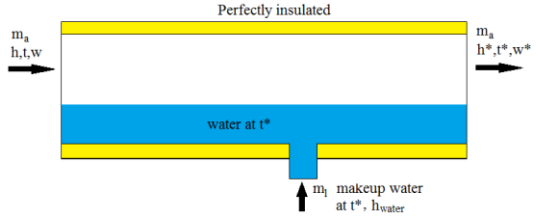


Figure 4.1 Adiabatic saturation temperature

So $m_a h(A,T,P) + m_l h^*_{water}(T^*,P) = m_a h(A^*,T^*,P)$ (4.8)

$m_l = m_a(w^* - w) = m_a\left(\frac{1}{A^*} - \frac{1}{A}\right)$ (4.9)

$h(A,T,P) + \left(\frac{1}{A^*} - \frac{1}{A}\right) h^*_{water}(T^*,P) = h(A^*,T^*,P)$ (4.10)

Since the exit is at saturation state relative humidity at exit is 1 so

$RH = \frac{P^W}{P^{Wsat}} = \frac{(1-x_A)}{(1-x_A^{sat})} = 1.0$ (4.11)

COMPUTER DEVELOPMENT AND ERROR CHECK

Several programs (classes) in java language to carry out this analysis. The list of program(class) names are given in

Table 5.1 Program lists

Class/interface name	Source
Interface if_x	Base interface general definition for function f(x)
Interface if_x	Base interface general definition for function f0(x0,x1,x2..) f1(x0,x1,x2,..) …
steam	Water-steam EOS Keenan, Keys,Hill, Moore 1969
steamIAPWS_IF97	Water-steam EOS International Steam Tables, Wolfgang Wagner, Hans-Joachim Kretzschamar ISBN 978-3-540-21419-9
steam_IAPWS95	The IAPWS Formulation 1995 for the Thermodynamic Properties of Ordinary Water Substance for General and Scientific Use W. Wagner and A. PruB J. Phys. Chem. Ref. Data, Vol. 31, No. 2, 2002
air_SP_CS	Scheireiber-Pitzer EoS for air
humid_air_SP_CS	Humid air EoS utilises Scheireiber-Pitzer EoS for dry air
humid_air_PG	Humid air EOS using Perfect gas EOS for air, The properties of Gases & Liquids Robert C. Reid et al., Janaf Tables (NIST data https://janaf.nist.gov/), www.turhancoban.com
Gas	Pure ideal gas EOS including air and other gases www.turhancoban.com SCO1.jar
Plot	2D Plot program www.turhancoban.com SCO1.jar
GasTable	Graphic User Interface for class Gas
Wetair	Ideal Gas Humid air EOS utilises Gas class and steam class
psT	Graphic User Interface for class wetair
steamTable	Graphic User Interface for class steam
steamTableIF97	Graphic User Interface for class steamIAPWS_IF97
steamTableIAPWS95	Graphic User Interface for class steam_IAPWS95

In Table 5.2 different EOS results compared for 3 thermodynamic states. A Graphic user interface programs are also given for non-researchers to utilise these programs. For utilisation of researchers a small sample code is given to show calling of thermodynamic and thermophysical properties for a given state.

Table 5.2 Comparisons of 3 different EOS for water & Steam thermodynamic properties.

Class	P kPa	T degree	v m^3/kg	h kJ/kg	u kJ/kg	s	x
steam	3.535746	300	19.55028	1331.584	1262.459	4.455994	0.5
steamIAPWS_IF97	3.536589	300	19.54153	1331.234	1262.124	4.45533	0.5
steam_IAPWS95	3.536718	300	19.54013	1331.21	1262.102	4.455244	0.5
steam	101.325	300	0.001003	112.7105	112.6089	0.393245	-1.1E-09
steamIAPWS_IF97	101.325	300	0.001003	112.665	112.5634	0.393097	-1
steam_IAPWS95	101.325	300	0.001003	112.6549	112.5532	0.393062	-2
steam	101.325	400	1.801666	2730.178	2547.624	7.495023	2.467381
steamIAPWS_IF97	101.325	400	1.802056	2730.272	2547.679	7.496078	2
steam_IAPWS95	101.325	400	1.801984	2730.301	2547.715	7.496202	2

By using equations given above a class called air_IAPWS95 is developed. The result of this class is compared with Peng-Robinson EOS results as a mixing of the gases inside air and as a single gas with pseudocritical properties plus ideal gas equation of state. Results are given in table 4.3. It should be note that enthalpies of the perfect gas case (air_PG) is the same regardless of temperature.

Table 5.3 Air properties at different states for 5 dry air models

dry air model	P kPa	T deg. K	ro kg/m^3	h kJ/kg	s kJ/kgK
Schreiber_and_Pitzer_Eos	100	300	0.8613451	27.020214	0.098237
Lee-Kesler_EoS	100	300	0.8606799	27.032945	0.0982008
Peng-Robinson_EoS	100	300	0.8606847	27.03313	0.0982013
IAPWS_EoS	100	300	0.8608818	27.013616	0.098109
Perfect_Gas_EoS	100	300	0.8611474	27.010079	0.0980983
Schreiber_and_Pitzer_Eos	100	350	1.0049141	77.408758	0.2534885
Lee-Kesler_EoS	100	350	1.0045201	77.444638	0.2536303
Peng-Robinson_EoS	100	350	1.0045276	77.445073	0.2536314
IAPWS_EoS	100	350	1.0046844	77.393749	0.253426
Perfect_Gas_EoS	100	350	1.0046719	77.390207	0.2534153
Schreiber_and_Pitzer_Eos	300	300	0.2871075	26.558151	-0.2183159
Lee-Kesler_EoS	300	300	0.2865871	26.9411	-0.2174614
Peng-Robinson_EoS	300	300	0.2865906	26.941568	-0.2174598
IAPWS_EoS	300	300	0.2867884	26.561485	-0.2185783
Perfect_Gas_EoS	300	300	0.2870491	27.010079	-0.2172574
Schreiber_and_Pitzer_Eos	300	350	0.3349703	77.076111	-0.0628454
Lee-Kesler_EoS	300	350	0.3347429	77.4155	-0.0618087
Peng-Robinson_EoS	300	350	0.3347488	77.416709	-0.0618056
IAPWS_EoS	300	350	0.3349071	77.073131	-0.062854
Perfect_Gas_EoS	300	350	0.3348906	77.390207	-0.0619404
Schreiber_and_Pitzer_Eos	500	300	0.17226	26.09895	-0.3661031
Lee-Kesler_EoS	500	300	0.171773	26.851465	-0.3643929
Peng-Robinson_EoS	500	300	0.1717763	26.852267	-0.3643897
IAPWS_EoS	500	300	0.1719734	26.111196	-0.3665391
Perfect_Gas_EoS	500	300	0.1722295	27.010079	-0.3638894
Schreiber_and_Pitzer_Eos	500	350	0.2009815	76.745602	-0.2104141
Lee-Kesler_EoS	500	350	0.2007908	77.388008	-0.2085193
Peng-Robinson_EoS	500	350	0.2007964	77.390024	-0.2085136
IAPWS_EoS	500	350	0.2009547	76.7544	-0.2104072
Perfect_Gas_EoS	500	350	0.2009344	77.390207	-0.2085724
Schreiber_and_Pitzer_Eos	1000	300	0.0861244	24.963392	-0.5679122
Lee-Kesler_EoS	1000	300	0.0856721	26.637046	-0.5640777
Peng-Robinson_EoS	1000	300	0.0856755	26.638907	-0.5640692
IAPWS_EoS	1000	300	0.0858703	24.993351	-0.5688153
Perfect_Gas_EoS	1000	300	0.0861147	27.010079	-0.5628567
Schreiber_and_Pitzer_Eos	1000	350	0.1004899	75.92866	-0.4116798
Lee-Kesler_EoS	1000	350	0.1003338	77.326424	-0.4076628
Peng-Robinson_EoS	1000	350	0.1003393	77.330613	-0.4076497
IAPWS_EoS	1000	350	0.1004972	75.96566	-0.4116639
Perfect_Gas_EoS	1000	350	0.1004672	77.390207	-0.4075397

Properties of steam and dry air combined according to equations given above sections. The program is called humid_air_IAPWS

Properties of humid air IAPWS formulation based

array no	property name	value humid air mass ...	unit	value dry air mass fr b...	unit
0	P, pressure	100.0	kPA		
1	T, temperature	20.0	deg C		
2	v, specific volume	0.8448831423938774	m³/kg humid air	0.8511018848616272	m³/kg dry air
3	h, enthalpy	38.51211437595226	KJ/kg humid air ...	38.79558188663543	kJ/(kg dry air)
4	s, entropy	0.14332789603180...	KJ/kg humid air K ...	0.14438285763435...	kJ/(kg dry air K)
5	w, specific humidit...	0.0073604764442686	kg vap/kg dry air		
6	A, mass fraction of ...	0.9926933043171902	kg dry air/kg humi...		
7	xA, mole fraction o...	0.9883040313168824	kmol dry air/kmol ...		
8	relative humidity	0.5000000000001644			
9	Adyabatic saturatio...	13.790867757077933	degree C		
10	dew point temperat...	9.273546274568673	degree C		
11	η Dynamic viscosity	3.68992204939623...	Pa.s		
12	k Thermal conducti...	0.02672947358494...	W/mK		
13	degree of saturation	0.49777939133589...			
14	Pa dry air partial pr...	98.83040313168824	kPA		
15	Pv water moisture p...	1.169596868311762	kPa		
16	ρ density	1.183595635683554	kg humid air/m³	1.1749474625621124	kg dry air/m³
17	Cp isochoric specifi...	1.012537050125305	kJ/(kg humid air K)	1.0199898052317016	kJ/(kg dry air K)
18	Cv isovolumetric sp...	0.7227549104089116	kJ/(kg humid air K)	0.7280747309019558	kJ/(kg dry air K)
19	ha enthalpy of dry a...	20.123690218843322	kJ/(kg humid air)	20.27181016667088	kJ/(kg dry air K)
20	hv enthalpy of vapo...	2538.0858999582797	kJ/(kg water)		

Figure 5.1 Humid air program output.

Conclusions

In air conditioning processes in order to predict thermodynamic and thermopysical properties of humid air (a mixture of dry air and water vapor) usually perfect gas equation of state is utilised, But some processes such as drying of humid air in a compressed air tank, adding water to the compressor of gas turbine power plant to improve overall efficiency will require better approaches. In thermophysical property predictions, most used approach is to assume such properties as only function of temperature. In reality properties such as viscosity and thermal conductivity heavily depends on pressure as well as temperature. Furthermore such properties are quite a nonlinear function of pressure so that a linear interpolation type of correction of properties will not be correct. In this study, a computer model of thermodynamic and thermopysical properties of humid air by using real gas equation of states used. For dry air viscosity and thermal conductivities equations based on experimental studies by Kadoya et al[1] and Lemmon et al[2] is used. Water viscositiy equations are taken from IAPWS Industrial Formulation 1997[4] and then these data combined by using Wilke equation[6]. Computer models for different set of real gas equation of State by IAPWS EOS, Peng-Robinson EoS and perfect gas formulations are also derived and results are compared. All computer codes developed in java programming language and program codes are given as free acess to researchers at internet adress www.turhancoban.com. All equations for property of water-steam, dry air and humid air is given with details and coefficients for the researchers wish to develop their own version of computer codes in their desired programming language. More detailed informations on equation of states and their computer codes are available authors numerical thermodynamics book in the above address.

References:

1. K. Kadoya, N. Matsunaga, and A. Nagashima, Viscosity and Thermal Conductivity of Dry Air in the Gaseous Phase, Journal of Physical and Chemical Reference Data 14, 947 (1985)
2. E. W. Lemmon & R. T. Javobsen, Viscosity and Thermal Conductivity Equations for Nitrogen, Oxygen, Argon, and Air, International Journal of Thermophysics, Vol. 25, No. 1, January 2004
3. The International Association for the Properties of Water and Steam, Revised Relase on the IAPWS Formulation 1995 for the Thermodynamic Properties of Ordinary Water Substance for General and Scientific Use, Prague, Check Republic 2018, IAPWS R6-95(2018)
4. The International Association for the Properties of Water and Steam, Revised Relase on the IAPWS Industrial Formulation 1997 for the Thermodynamic Properties of Water and Steam, Lucerne, Switzerland, August 2007, IAPWS R7(2012)
5. J.R. Cooper, R. B. Dooley, The International Association for the Properties of Water and Steam, Guideline on an Equation of State for Humid Air in Contact with SeaWater and Ice, Consistent with the IAPWS Formulation 2008 for the Thermodynamic Properties of SeaWater
6. Robert C. Reid, John M. Prausnitz, Bruce E. Poling, The Properties of Gases & Liquids, Fourth Edition, McGraw-Hill ISBN 0-07-051799-1
7. Bruce E. Poling, John M Prausnitz, John P. O'connel, The Properties of Gases & Liquids, 5th edition, 2004, McGraw-Hill ISBN 0-07-051799-1, ISBN-10: 0070116822
8. Numerical Thermodynamics, M. Turhan Coban, www.turhancoban.com
9. Ian H. Bell, Jorrit Wronski, Sylvain Quailin, and Vincent Lemort, Pure and Pseudo-pure Fluid

Thermophysical Property Evaluation and the Open-Source Thermophysical Property Library CoolProp, Ind Eng Chem Res 2014 Feb 12;53(6) 2498-2508 DOI 10.1021/ie4033999

10. S. G. S. Beirao, A.P.C. Ribeiro, M.J.V. Lourenço, F.J.V. Santos, C.A. Nieto de Castro, Thermal Conductivity of Humid Air, Int J Thermopys (2012) 33:1686-1703, DOI 10.1007/s10765-012-1245-5
11. Xiaoyan Ji, Thermodynamic properties of Humid air and their application in advanced power generation cycles, Doctaral Thesis in Chemical Engineering, KTH Royal Institute of Technology, Energy Processes, SE-100 44 Stockholm, Sweeden, ISBN 91-7178-437-3
12. R. Feistel, D.G. Wright, D.R. Jackett, K.Miyagawa, J.H. Reissmann, W. Wagner, U. Overhoff, C. Guder, A. Feistal, G.M. Marion, Numerical implementation and ocenographic application oft he thermodynamic potentials of liquid water, water vapor, ice, sewater and humid air- Part 1: Background and equations, Ocean Sci., 6, 663-677,2010 DOI 10.5194/os-6-633-2010
13. R. Feistel, D.G. Wright, D.R. Jackett, K.Miyagawa, J.H. Reissmann, W. Wagner, U. Overhoff, C. Guder, A. Feistal, G.M. Marion, Numerical implementation and ocenographic application oft he thermodynamic potentials of liquid water, water vapor, ice, sewater and humid air- Part 2: The library routines, Ocean Sci., 6, 695-718,2010 DOI 10.5194/os-6-695-2010
14. Simeen Sattar, Thermodynamics of Mixing Real Gases, Jornal of Chemical Education Vol. 77 No 10 October 2000
15. Wolgang Wagner, Hans-Joachim Kretzschmar, International Steam Tables, Properties of water and steam based on industrial formulation IAPWS-IF97, Springer, ISBN 978-3-540-21419-9, DOI 10.1007/978-3-540-74234-0
16. Joseph H. Keenan, Frederick G. Keyes, Philip G. Hill, Joan G. Moore, Steam Tables Thermodynamic properties of Water incuding vapor, liquid and solid phases, Wiley-Interscience, ISBN 0-471-04210-2
17. E. W. Lemmon1, and R. T Jacobsen , "Viscosity and Thermal Conductivity Equations for Nitrogen, Oxygen, Argon, and Air", International Journal of Thermophysics, Vol. 25, No. 1, January 2004 (© 2004)
18. Pitzer, Kenneth S., J. J. Am. Chem. Soc., 77:3427 (1955)
19. Schreiber, Donald R. and Pitzer, Kenneth S., Selected equation of State in the Acentric Factor System, International Journal of Thermodynamics, Vol 9, No. 6, 1988

ANKARA İKLİMİ İÇİN KOYUN BARINAĞI HAVALANDIRMA SISTEMLERININ TASARIMI VE BIBLIYOMETRIK ANALIZI

Mustafa YAPRAK*, Mustafa Zeki YILMAZOĞLU, Mustafa ERTÜRK***
* Sakarya Uygulamalı Bilimler Üniversitesi, Teknoloji Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü,
Serdivan, Sakarya, Türkiye, mustafayaprakytu@hotmail.com, mustafaerturk@subu.edu.tr
**Gazi Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, Çankaya, 06570, Ankara, Türkiye,
zekiyilmazoglu@gazi.edu.tr

Özet: Bu çalışmada, Ankara'nın karasal iklim koşulları altında 300 baş koyuna hizmet verecek bir barınakta havalandırma sistemlerinin tasarımı ısı transferi, hava değişim oranları ve iç ortam hava kalitesi açısından değerlendirilmiştir. Literatür taramasına ve bibliyometrik analiz yöntemine dayalı olarak yürütülen çalışmada, doğal, mekanik havalandırma sistemleri ısı üretimi, zararlı gaz birikimi (CO2,NH3) ve termal konfor koşulları bakımından karşılaştırılmıştır. Ankara iklim verileri temel alınarak, barınak yapılarında hava debisi gereksinimleri hesaplanmış yaz ve kış koşulları için önerilen havalandırma stratejileri ortaya konmuştur. Çalışma kapsamında yapılan bibliyometrik analiz, literatürde hayvan barınaklarında havalandırma sistemleriyle ilgili artan bir bilimsel ilgi olduğunu, ancak küçükbaş hayvancılığa özgü çözümlerin sınırlı sayıda çalışmada ele alındığını ortaya koymuştur. Bu bağlamda çalışma, iklimsel uyumlu, düşük enerjili ve hayvan refahını önceleyen havalandırma sistemlerinin tasarımına yönelik mühendislik esaslı öneriler sunarak hem teorik hem de uygulamalı katkı sağlamaktadır.
Anahtar Kelimeler: Hayvan barınaklarında havalandırma, Isı transferi, Termal konfor, Enerji verimliliği, Bibliyometrik analiz.

DESIGN AND BIBLIOMETRIC ANALYSIS OF SHEEP SHELTER VENTILATION SYSTEMS FOR ANKARA CLIMATE

Abstract: This study evaluated the design of ventilation systems in a barn designed to serve 300 sheep under Ankara's continental climate in terms of heat transfer, air exchange rates, and indoor air quality. Based on a literature review and bibliometric analysis, the study compared natural and mechanical ventilation systems in terms of heat production, harmful gas accumulation (CO2, NH3), and thermal comfort. Based on Ankara's climate data, air flow requirements in the barn structures were calculated, and recommended ventilation strategies for summer and winter conditions were presented. The bibliometric analysis conducted within the scope of the study revealed a growing scientific interest in ventilation systems in animal barns, but limited studies have addressed solutions specific to small ruminant farming. In this context, the study contributes both theoretically and practically by offering engineering-based recommendations for the design of climate-compatible, low-energy, and animal welfare-focused ventilation systems.
Keywords: Ventilation in animal shelters, Heat transfer, Thermal comfort, Energy efficiency, Bibliometric analysis.

GİRİŞ

Hayvan barınaklarında çevresel kontrol, özellikle havalandırma sistemlerinin etkinliği, hayvan sağlığı, refahı ve verimliliği üzerinde doğrudan belirleyicidir. Koyunlar sahip oldukları kalın yün örtüsü sayesinde soğuk iklim koşullarına karşı dayanıklı olsalar da yüksek sıcaklıklar ve yetersiz hava değişimi hayvanlarda stres yaratmakta ve et, süt ve döl veriminde belirgin düşüşlere yol açmaktadır. Bu nedenle, barınak iç ortam koşullarının yıl boyunca optimal düzeyde tutulması büyük önem arz etmektedir. Ankara'nın karasal iklim özellikleri, yaz ve kış arasında ciddi sıcaklık farklarının yaşanmasına neden olmakta ve bu durum, barınaklarda hem kışın nem kontrolü hem de yazın ısıl stresin önlenmesi için farklı havalandırma stratejilerinin uygulanmasını zorunlu kılmaktadır. Barınak içindeki zararlı gazların (CO_2, NH_3 gibi) birikimi, sadece hayvan sağlığını değil aynı zamanda çalışan personelin güvenliğini de tehdit etmektedir. Bu gazların uzaklaştırılması, hava sirkülasyonunun yeterli olması ile doğrudan ilişkilidir. Mevcut çalışmada, Ankara iklim koşulları altında 300 başlık bir koyun barınağı için doğal, mekanik havalandırma sistemlerinin karşılaştırmalı olarak tasarımı ve değerlendirilmesi gerçekleştirilmiştir. Ayrıca, bu alandaki akademik eğilimleri ortaya koymak

amacıyla bibliyometrik analiz yöntemiyle güncel literatür incelenmiştir. Bu yönüyle çalışma, yalnızca mühendislik hesaplamalarına değil, aynı zamanda alanın bilimsel gelişim dinamiklerine de ışık tutmaktadır.

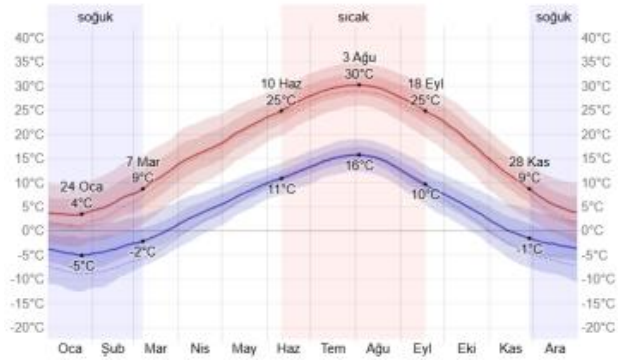
Bu çalışmanın temel amacı, iklim koşullarına duyarlı, enerji verimliliği yüksek ve hayvan refahını önceleyen havalandırma sistemlerine dair bütüncül ve uygulamaya dönük bir tasarım yaklaşımı sunmaktır. Elde edilen bulgular, kırsal kalkınma, sürdürülebilir hayvancılık ve iklim dostu barınak tasarımı bağlamında önemli katkılar sağlamaktadır.

MATERYAL VE METOT

Bu bölümde öncelikle Ankara ilinde 300 baş koyun çiftliğinin havalandırma hesaplamaları standarda uygun olarak yapılmıştır. Ardından küçük baş yerleşimlerinde havalandırma ile ilgili literatürde bibliyometrik analiz yapılmıştır. Koyunlar için ideal sıcaklık 13-14°C ve %60- 70 bağıl nemdir. Sahip oldukları kalın yün tabakasından dolayı soğuktan ve ani sıcaklık düşmelerinden fazlaca etkilenmemekte, –30°C'de bile fizyolojik faaliyetlerini düzenli olarak sürdürebilmektedir. Ancak, çevre sıcaklığı 25°C'nin üstüne çıktığı zaman et, süt ve döl veriminin düştüğü tespit edilmiştir. Koyun ağıllarında iç ortam sıcaklığı 21-22°C ve bağıl nem oranı % 75'in üzerine çıkmamalıdır (Hayvancılık Genel Müdürlüğü, 2020).

Hesaplamalar

Hava debisi gereksinimi , hayvanın adedine ya da ağırlığına ve dış çevre koşullarına göre değişmektedir. Bir koyun ortalama 45.4 kg alınabilir. Ankara civarında ortalama sıcaklık için sıcak mevsimin yaklaşık 3,2 ay sürdüğü (10 Haziran tarihinde başlayıp 18 Eylül tarihine kadar), günlük ortalama yüksek sıcaklığın 25°C'nin üzerinde olduğu kabul edilebilir. Ankara bölgesindeki en sıcak ay Temmuz ayıdır ve bu ayda ortalama yüksek sıcaklık 30°C iken düşük sıcaklık 15°C düzeyindedir. Soğuk mevsim 3,3 ay uzunluğundadır ve 28 Kasım tarihinde başlayıp 7 Mart tarihine kadar sürer, günlük ortalama yüksek sıcaklık 9°C altındadır. Ankara bölgesindeki en soğuk ay Ocak ayıdır ve bu ayda ortalama düşük sıcaklık -5°C iken yüksek sıcaklık 4°C düzeyindedir(© WeatherSpark.com).



Şekil 1. Ankara Bölgesi Ortalama Yüksek ve Düşük Sıcaklık © WeatherSpark.com

Doğal Havalandırma

Gerekli Alan Ve Ölçüler

•Ağıllarda ergin koyun ve koç başına 2,0 m², toklu (6-12 aylık) başına 1,4 m², kuzu (0-6 aylık) başına ise 0,7 m² taban alanı gereklidir(Türkiye Cumhuriyeti Tarım ve Orman Bakanlığı, t.y.).

300 adet yetişkin koyun için : 2,0 m²x300 koyun= 600 m2

• Her 50 baş koyuna en az 2 m² alan düşecek şekilde revir planlanmalıdır(Türkiye Cumhuriyeti Tarım ve Orman Bakanlığı, t.y.). 300 adet yetişkin koyun için : 2 m2x6 = 12 m2

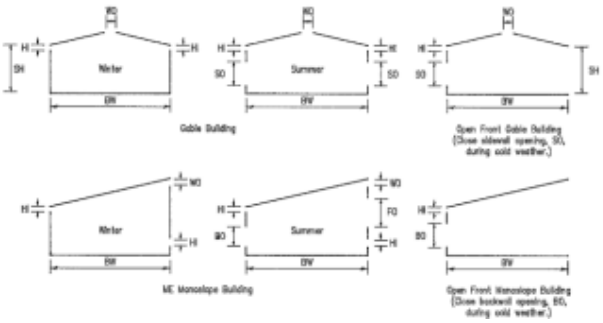
300 adet yetişkin koyun için toplam 612 m2 alana sahip bir ahır gerekiyor.

• Ağıl genişliği en fazla 12 metre olmalıdır. Uzunluk barındırılacak hayvan sayısına göre arttırılabilir(Türkiye Cumhuriyeti Tarım ve Orman Bakanlığı, t.y.). Ağıl genişliği 10.36 m kabul ediliyor.

Ağıl uzunluk: $612m2 / 10.36m = 59m$

• Yeterli havalandırmanın sağlanabilmesi için, kapasitesi 200 başa kadar olan ağıllarda 3,0-3,5 m, 200 baştan fazla olanlarda ise 3,5-4,0 m yükseklikte olmalıdır. İklime bağlı olarak barınakta hayvan sayısı artıkça, duvar yükseği artırılması faydalı olabilir.

• Açıklıkların konumlandırılması ve bu açıklıkların boyutlandırılması için şekil 2 ve Tablo 1 kullanılır.



Şekil 2. Doğal havalandırma açıklıkları(Midwest Plan Service ,1989)

Genel olarak ahır binaları şekil 2'deki gibi üçgen çatılı ve tek eğimli bina olarak ikiye ayrılır(Midwest Plan Service ,1989).

Bu çalışma için üçgen çatılı bina seçilmiştir.

Tablo 1. Koyun ağılının doğal havalandırması için minimum açıklıklar(Midwest Plan Service ,1989)

Yapı Genişliği BW, m.	KIŞ		YAZ			
	Üçgen Çatılı veya Tek Eğimli		Üçgen Çatılı		Tek Eğim	
	Çıkış Genişliği WO, cm.	GirişGenişliği, HI, cm.	Yan Duvar Açıklığı SO, cm.	Ön Duvar Yüksekliği SH, m.	Arka Duvar Açıklığı FO, cm.	Açıklık BO, cm.
8-9.1	15.24	7.62	122	2.44	122	40.6
9.75	17.8	10.16	122	2.44	122	40.6
10.36	17.8	10.16	122	2.44	152.4	61

Yapı genişliği 10.36 m ve üçgen çatılı bina için Tablo 1'den gerekli doğal havalandırma açıklıkları bulunur. Yaz açıklıklarının kış açıklıklarından fazla olması yazın gerekli havalandırma miktarının artmasıyla ilgilidir.

Mekanik Havalandırma

Isıl ve Nem Yükü

Koyunun ürettiği ısı ve nem miktarları belirtilen kaynaktaki tablodan alınır(Midwest Plan Service ,1990, Tablo 25).

Polar uzunluğu 2.54 cm ve Ankara'da 30 OC sıcaklık için ,

$Bir\ koyundan\ bir\ dakikada\ ortama\ verilen\ nem\ miktarı$ = 21 W/baş (Hayvan başına 21 W) ısı açığa çıkıyor.

Toplam 300 koyun için : 300 X21 W =6300 W toplam ısı olarak açığa çıkıyor.

$Bir\ koyundan\ bir\ dakikada\ ortama\ verilen\ nem\ miktarı$
=4.8 g. Su/$dakika.\ baş$

300 koyundan bir dakikada ortama geçen nem miktarı= 1440 g.su $dakika$

Gerekli Hava Debisini Belirleme

Havalandırma sistemi, ahırdaki havayı dışarıdan gelen taze hava ile değiştirerek çalışır. Bu değişim hızı, hayvanların büyüklüğüne, sayısına ve dış ortam koşullarına göre değişir. Kaynak, üç ana mevsimsel havalandırma oranı belirler (Tablo1):

Soğuk Hava (Minimum) Oranı: Kışın nemin giderilmesi ve minimum hava kalitesinin korunması için sürekli olarak gereken hava değişimi.

Ilıman Hava Oranı: Dış hava sıcaklığının yükselmeye başladığı durumlarda nem ve sıcaklık kontrolü için ek havalandırma.

Sıcak Hava (Maksimum) Oranı: Yazın hayvanlardaki ısı stresini azaltmak ve maksimum hava hareketini sağlamak için gereken en yüksek havalandırma(Midwest Plan Service ,1990).

Tablo 2. Çeşitli hayvanlar İçin tavsiye edilen minimum mekanik havalandırma oranı (Midwest Plan Service ,1990)

ÇEŞİTLİ HAYVANLAR İÇİN HAVALANDIRMA, m3/dk (Hayvan Başına)				
	Kütle (kg)	Soğuk Hava Oranı	Ilıman Hava Oranı	Sıcak Hava Oranı
Koyun	45.4	0.0708	0.2832	0.9486
Olgun İnek	454	1.020	3.398	9.486
Düve, 2-12 aylık	---	0.566	1.699	3.681
Buzağı, 0- 2 aylık	---	0.425	1.416	2.832

Hesaplamada koyunların ortalama ağırlığı 45.4 kg olarak kabul edilerek, hava oranı değerleri 45.4 kg'lık koyunlara göre uyarlanmıştır.

1. Soğuk Hava Debisi: Kışın Minimum Hava Akışı

Kış aylarında ahırı donmaktan korurken aynı zamanda içindeki nemi ve zararlı gazları dışarı atmak için sürekli bir havalandırmaya ihtiyaç vardır.

Tabloya bakıldığında, 45.4 kg'lık bir koyun için önerilen Oran
:0.0708m3/dk'dır.

Ahırda 300 koyun olduğu kabulü ile toplamda 0.0708 m3/dk/koyun x 300 koyun = 21.24 m3/dk hava debisi gereksinimi hesaplanır.

Bu en düşük ihtiyacı karşılamak için yaklaşık 22 m3/dk kapasiteli bir fan gereksinimi hesaplanır.

2. Ilıman Hava Debisi: Geçiş Dönemlerinin Ayarı

Hava biraz ılımaya başladığında, soğuk hava debisine ek olarak daha fazla hava hareketine ihtiyaç duyalur ki ahırda hem sıcaklık hem de nem dengesi sağlanabilsin.
Yine Tablo 1'e göre, 45.4 kg'lık bir koyun için ılıman hava önerisi 0.2832 m3/dk'dır.

Toplamda 300 koyun için, 0.2832 m3/dk/koyun x 300 koyun = 84.96 m3/dk ılıman hava debisine ulaşılır.

3. Sıcak Hava Debisi: Yazın Maksimum Serinletme

Yazın kavurucu sıcaklarda koyunların bunalmaması ve ahırın aşırı ısınmaması için en yüksek havalandırma kapasitesi devreye alınır. Bu, koyunlar üzerindeki hava hareketini artırarak onları serin tutmaya yardımcı olur. 45.4 kg'lık bir koyun için sıcak hava önerisi 0.9486 m3/dk'dır.

Tüm ahır için, 0.9486 m3/dk/koyun x 300 koyun = 284.58 m3/dk maksimum sıcak hava debisini elde edilir. Özetle ahırın hava ihtiyaçları aşağıdaki gibi hesaplanmıştır.

Soğuk Hava (Sürekli Çalışacak Minimum): Yaklaşık 22 m3/dk.

Ilıman Hava (Ek olarak Açılacak Fanlar İçin): 85 m3/dk
Sıcak Hava (Tüm Fanlar Açıkken Maksimum): 285 m3/dk.

Bu hesaplamalar, ahırın her mevsimde doğru şekilde havalandırılması için temel yol haritasını oluşturmaktadır.

Fan Seçimi

• Soğuk Hava Fanı: 22 m3/dk kapasiteli (sürekli çalışacak). Donmayı önlemek için güvenlik termostatının kullanılmasını önermektedir (Midwest Plan Service ,1990 , Sayfa 6).

• Ilıman Hava Fanı: 85-22=63 m3/dk ek kapasite. Bu fan termostatla kontrol edilmelidir (örneğin 18°C'de devreye girecek şekilde).

• Sıcak Hava Fanı: 285-63=222 m3/dakika ek kapasite. Bu fan da termostatla kontrol edilmelidir (örneğin 25°C'de devreye girecek şekilde).

• Fan seçiminde statik basınç önemlidir. Tipik olarak canlı hayvan havalandırması için 0.125" su (yaklaşık 31.2 Pa) statik basınç hedeflenir(Midwest Plan Service ,1990 , Sayfa 25).

Ahır Boyutları Ve Hava Girişleri
• Koyun için 1.8581 m2/koyun zemin alanı önerilmiştir (Midwest Plan Service ,1990 .Sayfa 57).

• Toplam gerekli zemin Alanı: 300 koyun×1.8581 m2/koyun=557.4 m2
• Ahır Boyutları (tahmini): 12 m genişliğinde bir ahır için uzunluk 557.4 m2/12 m=46.4 m olabilir.
• Yani ahır yaklaşık 12 m×46.5 m boyutlarında olabilir. Uzun kenarın doğu-batı yönünde yerleştirilerek yazın güneş ısısını minimize etmeyi önerilmektedir (Midwest Plan Service ,1990 ,Sayfa 54; Sayfa 55,).

• Hava Girişleri: Sürekli yarık girişler (continuous slot inlets) ahırın uzun kenarları boyunca tavan seviyesinde kullanılmalıdır

Bibliyometrik Analiz

Bibliyometri, belirli bir alan ya da konudaki, büyük hacimli verilerin bilgi kümelerini analiz ederek mevcut araştırmaların büyük resmini sunar. Bibliyometrik analizler bir araştırma alanına ya da konusuna ait yayınlarla ilgili olarak bunların entelektüel yapısını ortaya çıkarmak ve oluşan eğilimleri sunmak için çok sayıda bibliyometrik verinin özetlenmesini hedefler. Bir araştırma alanı ya da konusundaki belge, yazar, kaynak, kurum, ülkeler arasındaki ilişkiler atıf, ortak atıf, ortak yazarlık, bibliyografik eşleşme gibi bibliyometrik analiz teknikleriyle incelenir. (Kara, 2023)Bibliyometrik analize çalışma konusuyla ilgili anahtar sözcükler Tablo 2 deki kelimeler seçilerek başlanır.

Tablo 3. Bibliometrik analiz için kullanılan anahtar kelimeler

Tablodaki anahtar sözcükler ile "tüm alanlar" seçilerek 14.07.2025 tarihinde WOS (Web of Science) da yapılan arama sonucunda 76 sonuç görülmüştür. Bu çalışmaların en yenisi 2025 de , en eskisi 1982 de yayınlanmıştır.

https://www.webofscience.com/wos/woscc/summary/b90065cd-2b77-41b2-a6c3-0cd13d0ff481-016e8a42c9/relevance/1 (WOS sorgu linki)

OR		OR		OR
"VENTILATION" "VENTILATING"" AIR CIRCULATION "" AIR POLLUTION" "AIR FILTRATION" "AIRFLOW"	AND	"OVINE" "SHEEP" "RAM" "LAMB" "SMALL RUMINANT"	AND	"BARN" "SHELTER" "HOUSE" "HOUSING" "SHIP BARN

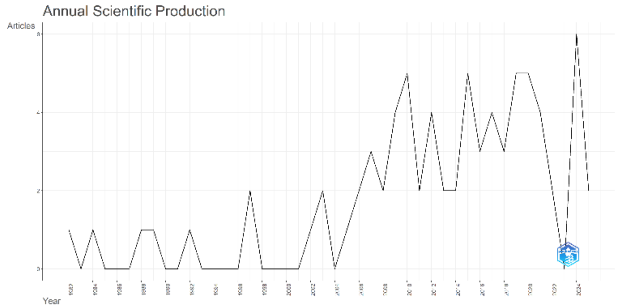


Şekil 1. Ana Bilgiler

Şekil 3'te verilen "Ana Bilgiler" tablosu, konuya ilişkin literatürün temel bibliyometrik göstergelerini özetlemektedir. 1982 ile 2025 yılları arasını kapsayan bu yayın havuzu, toplam 76 belge ve 496 yazar içermektedir. Yıllık büyüme oranı %1,63 olup bu durum, hayvan barınaklarında havalandırma sistemleri konusuna yönelik ilginin yıllar içinde istikrarlı biçimde arttığını göstermektedir. Yayın başına ortalama 7,13 ortak yazar

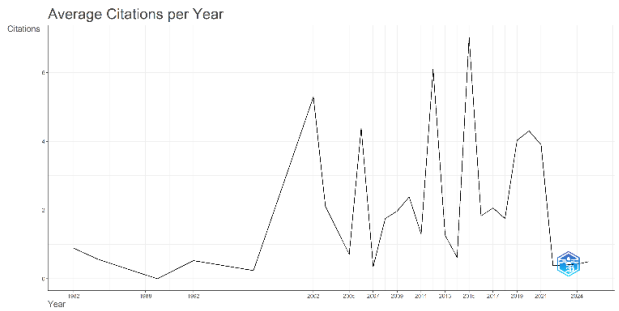
düşmesi, konunun multidisipliner yapısını ve bilimsel iş birliğinin yoğunluğunu ortaya koymaktadır. Ayrıca yayınların yaklaşık %29'u uluslararası iş birlikleriyle oluşturulmuş, bu da konunun küresel düzeyde önem kazandığını desteklemektedir.

Literatürde kullanılan anahtar kelime sayısının 257 gibi yüksek bir değere ulaşması, kavramsal çeşitliliğin fazla olduğunu ve farklı araştırma yaklaşımlarının tercih edildiğini göstermektedir. 2.708 referansın taranmış olması, konunun teorik temellere dayandığını ve önceki çalışmalarla güçlü şekilde ilişkilendirildiğini ortaya koymaktadır. Yayın başına ortalama 29,76 atıf alınması ise bu alanda yapılan çalışmaların akademik etki düzeyinin yüksek olduğunu işaret etmektedir.



Şekil 4. Yıllık Bilimsel Üretim

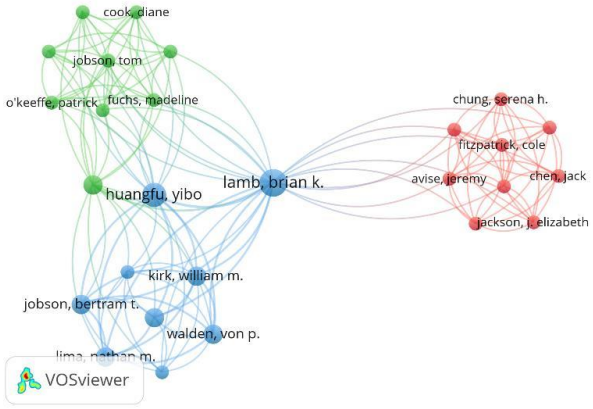
Şekil 5, çalışmanın yapıldığı literatürdeki yayınların yıllara göre ortalama atıf sayılarını göstermektedir. Grafikte de görüldüğü üzere, ilgili alandaki yayınların atıf oranlarında dönem dönem belirgin dalgalanmalar yaşanmıştır. Özellikle 2000'li yılların başlarında ve ortalarında ve 2010'lu yılların başında atıf sayılarında yüksek pikler gözlemlenirken, son yıllara doğru bir düşüş eğilimi belirginleşmektedir. Bu durum, konunun belirli dönemlerde daha fazla ilgi gördüğünü ve akademik olarak daha aktif tartışıldığını, ancak son dönemde literatürdeki atıf yoğunluğunun nispeten azaldığını veya atıf alınan çalışmaların daha konsantre hale geldiğini düşündürebilir. Ortalama atıf sayılarındaki bu değişimler, ilgili araştırma alanının bilimsel olgunlaşma düzeyini ve yeni çalışmaların referans alma eğilimlerini yansıtmaktadır. Ancak, Şekil 4'teki yıllık bilimsel üretim grafiğiyle birlikte değerlendirildiğinde, yayın sayısında bir artış olsa dahi, bu yayınların aldığı atıf ortalamasının dalgalı bir seyir izlediği görülmektedir.



Şekil 2. Ortalama Yıllık Atıf Sayısı

Şekil 6'da sunulan ortak yazarlar analizi, incelenen literatürdeki araştırmacılar arasındaki işbirliği ağlarını görselleştirmektedir. Grafikteki düğümler (daireler) yazarları temsil ederken, düğümler arasındaki çizgiler ortak yazarlık ilişkilerini göstermektedir. Düğümlerin büyüklüğü, yazarın bu alandaki yayın sayısına veya ağdaki merkeziyetine işaret edebilirken, farklı renkler genellikle farklı yazar kümelerini veya belirgin araştırma gruplarını simgelemektedir.

Görselleştirmeye göre, ilgili alanda birden fazla araştırma grubunun aktif olduğu ve bu gruplar arasında belirli işbirliği bağlarının bulunduğu anlaşılmaktadır. Özellikle 'Lamb, Brian K.' isimli yazarın ağdaki merkezi konumu dikkat çekicidir. Bu durum, 'Lamb, Brian K.'nin farklı araştırma kümeleri arasında bir köprü görevi gördüğünü veya alanda önemli ve geniş kapsamlı işbirlikleri yürüttüğünü düşündürmektedir. Diğer kümelerde yer alan yazarlar (örneğin, 'Huangfu, Yibo' grubu veya 'Chung, Serena H.' grubu) kendi içlerinde güçlü işbirliği bağlantılarına sahip olmakla birlikte, 'Lamb, Brian K.' gibi merkezi yazarlar aracılığıyla diğer gruplarla da etkileşimde olabilmektedir. Bu analiz, konu alanındaki temel işbirliği dinamiklerini, önde gelen araştırmacıları ve bilgi yayılımının nasıl gerçekleştiğini ortaya koymaktadır.

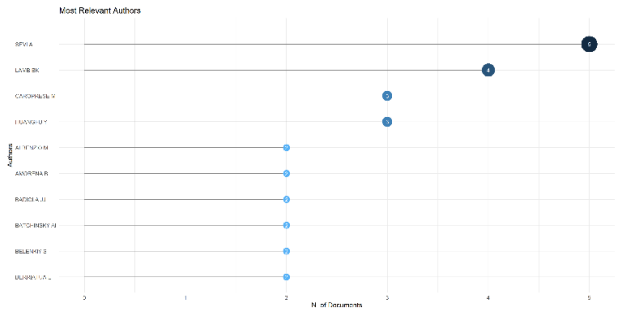


Şekil 6. Ortak Yazarlar Analizi

Şekil 7'de gösterilen 'En İlgili Yazarlar' analizi, ilgili araştırma alanında en çok katkı sağlayan veya en etkili konumda bulunan yazarları ortaya koymaktadır. Grafikteki her bir düğüm bir yazarı temsil etmekte olup, düğümlerin büyüklüğü genellikle o yazarın yayın sayısını, atıf sayısını veya ağdaki genel etkileşimini yansıtmaktadır. Renkler ise, Şekil 6'da olduğu gibi, farklı yazar kümelerini veya tematik odaklanmaları işaret ediyor olabilir.

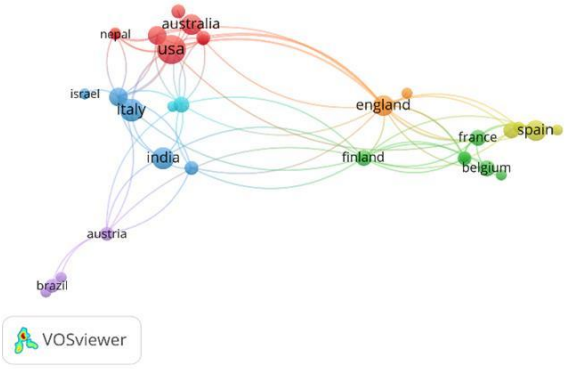
Bu analize göre, 'Lamb, Brian K.' gibi belirli yazarların daha büyük düğümlerle ve merkezi konumlarıyla öne çıktığı görülmektedir. Bu durum, söz konusu yazarların hayvan barınaklarında havalandırma, özellikle koyun barınakları özelindeki çalışmalara önemli bilimsel katkılarda bulunduğunu, alanda yüksek bir üretkenliğe sahip olduklarını ve/veya diğer araştırmacılar tarafından

sıklıkla referans gösterildiklerini düşündürmektedir. Bu yazarlar, alanın gelişiminde kilit rol oynayan figürler olarak değerlendirilebilir. Bu tür bir analiz, yeni araştırmacılar için alandaki temel isimleri belirlemede ve potansiyel işbirliği fırsatlarını keşfetmede yol gösterici niteliktedir.



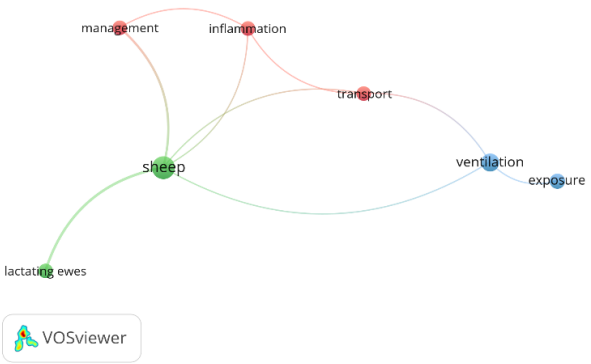
Şekil 3. En İlgili Yazarlar

Şekil 8'de sunulan yazar-ülke analizi, ilgili araştırma alanındaki bilimsel üretimin coğrafi dağılımını ve ülkeler arası işbirliği dinamiklerini gözler önüne sermektedir. Grafikteki düğümler (daireler) ülkeleri temsil etmekte olup, düğümlerin büyüklüğü ilgili ülkeden gelen yayın sayısını veya alandaki genel etkileşimini göstermektedir. Düğümler arasındaki çizgiler ise ülkeler arasındaki ortak yazarlık veya işbirliği ilişkilerini yansıtmaktadır.
Analiz sonuçlarına göre, 'USA' (Amerika Birleşik Devletleri) ve 'Australia' (Avustralya) gibi ülkelerin alandaki bilimsel katkı açısından oldukça merkezi ve baskın konumda oldukları görülmektedir. Bu durum, söz konusu ülkelerin hayvan barınaklarında havalandırma, özellikle de küçükbaş hayvan barınakları konusundaki araştırmalara yoğun yatırım yaptığını ve bu alanda lider konumda bulunduğunu düşündürmektedir. 'Italy' (İtalya), 'India' (Hindistan) ve 'Israel' (İsrail) gibi ülkelerin de belirli bir düzeyde etkin olduğu, Avrupa ülkelerinden 'England' (İngiltere), 'Finland' (Finlandiya), 'France' (Fransa), 'Spain' (İspanya) ve 'Belgium' (Belçika)'nın ise kendi aralarında bir işbirliği kümesi oluşturduğu gözlemlenmektedir. 'Austria' (Avusturya) ve 'Brazil' (Brezilya) gibi ülkelerden gelen yayınların ise daha sınırlı veya daha izole kümeler halinde olduğu görülmektedir. Bu analiz, araştırma alanının küresel düzeydeki yayılımını, hangi ülkelerin aktif rol aldığını ve gelecekteki uluslararası işbirliği potansiyellerini anlamak açısından değerli bilgiler sunmaktadır.

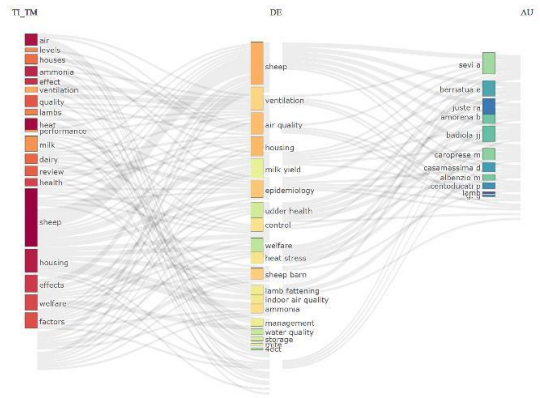


Şekil 8. Yazar-Ülke Analizi

Şekil 9, incelenen literatürde en sık birlikte kullanılan anahtar kelimeleri ve bu kelimeler arasındaki ilişkileri göstermektedir. Grafikteki düğümler anahtar kelimeleri temsil ederken, düğümlerin büyüklüğü anahtar kelimenin literatürdeki kullanım sıklığını veya önemini yansıtmaktadır. Düğümler arasındaki çizgiler ise bu kelimelerin aynı makalede birlikte geçme sıklığını ve dolayısıyla kavramsal bağlantılarını ortaya koymaktadır.
Analiz sonuçlarına göre, 'sheep' (koyun) kelimesinin alandaki en merkezi ve baskın anahtar kelime olduğu belirgin bir şekilde görülmektedir. Bu durum, araştırmaların büyük ölçüde koyunlar üzerine yoğunlaştığını ve bu hayvan türünün konu alanının temelini oluşturduğunu göstermektedir. 'Sheep' kelimesini takiben 'Lactating ewes' (laktasyondaki koyunlar), 'management' (yönetim), 'inflammation' (iltihaplanma), 'transport' (taşıma), 'ventilation' (havalandırma) ve 'exposure' (maruz kalma) gibi anahtar kelimelerin de sıklıkla kullanıldığı tespit edilmiştir. Bu bulgular, koyunların havalandırma sistemleri bağlamında sadece fiziksel konforlarının değil, aynı zamanda üreme performansları, sağlık yönetimi, taşınma süreçleri ve çevresel faktörlere maruz kalma gibi daha geniş perspektiflerden de ele alındığını işaret etmektedir. Anahtar kelimeler arasındaki güçlü bağlantılar, bu konuların birbirine sıkı sıkıya bağlı olduğunu ve araştırmacıların bütüncül bir yaklaşımla çalıştığını ortaya koymaktadır. Özellikle 'ventilation' kelimesinin 'sheep' ile olan bağlantısı, havalandırma sistemlerinin koyun refahı ve verimliliği açısından kritik bir faktör olarak görüldüğünü pekiştirmektedir.



Şekil 4. Anahtar sözcüklerin birlikte görülme oranları



Şekil 5. Üç-alan Grafiği

En fazla kullanılan sözcükler ortada, en fazla yayın yapan yazarlar sağda ve bu yazarların başlıklarında enfazla kullandıkları sözcükler arasındaki ilişki Üç-alan grafiğinde gösterilmiştir. Sonuç olarak, bibliometrik analiz, çalışmanın özgünlüğünü destekleyecek biçimde hem sayısal hem yapısal olarak güçlü bir literatür temelinin mevcut olduğunu göstermektedir.

SONUÇ

Bu çalışmada, Ankara'nın karasal iklim koşullarında 300 baş kapasiteli bir koyun barınağı için doğal, mekanik ve hibrit havalandırma sistemleri karşılaştırmalı olarak incelenmiştir. Yapılan ısı ve hava değişim hesaplamaları, kış aylarında en az 17,1 m³/dk, yaz aylarında ise ısıl stresin önlenmesi amacıyla 424,7 m³/dk hava değişiminin gerekli olduğunu ortaya koymaktadır. Bu bulgular, mevsimsel iklim farklılıklarına uyum sağlayabilecek esnek havalandırma sistemlerinin önemini vurgulamaktadır. Yaz döneminde yüksek debili fanlar sayesinde iç ortam sıcaklığının 25°C'nin altında tutulmasıyla ısı stresi önlenebilirken; kış döneminde hayvanlardan kaynaklanan metabolik ısı, ek bir ısıtma gereksinimini ortadan kaldırmaktadır.

Bibliyometrik analiz sonuçları, hayvan barınaklarında havalandırma sistemlerine yönelik akademik ilginin arttığını göstermektedir. Ancak küçükbaş hayvanlara özgü sistematik mühendislik çözümlerinin literatürde sınırlı olduğu belirlenmiştir. Bu bağlamda, sunulan çalışma hem teorik altyapıya hem de uygulamalı tasarım kriterlerine katkı sağlamaktadır. Sonuç olarak, iklim verilerine dayalı, enerji verimliliği yüksek ve hayvan refahını önceleyen havalandırma sistemlerinin geliştirilmesi; sürdürülebilir hayvancılık faaliyetlerinin yürütülmesi ve işletme maliyetlerinin azaltılması açısından kritik bir öneme sahiptir. Ayrıca, benzer iklim bölgeleri için model oluşturabilecek nitelikte rehberlik edici bulgular sunmaktadır.

TARTIŞMA

Ankara'nın karasal iklim koşulları dikkate alınarak tasarlanan havalandırma sistemleri, teorik hesaplamalar ve mevcut standartlar (Midwest Plan Service ile T.C. Tarım ve Orman Bakanlığı mevzuatları) çerçevesinde ele alınmıştır. Özellikle yaz aylarında önerilen yüksek hava debisi, koyun barınaklarında karşılaşılan verim kayıplarının önüne geçilmesine katkı sağlayabilir. Küçükbaş hayvanlara özel havalandırma sistemleriyle ilgili literatürdeki eksiklikler, bu çalışmada 300 baş koyun kapasiteli bir barınak için geliştirilen mühendislik temelli modelin, bu alandaki teknik çözüm ihtiyacını karşılamaya yönelik önemini ortaya koymaktadır.

Doğru şekilde tasarlandığında, doğal ve hibrit havalandırma sistemleri mekanik sistemlere kıyasla enerji tasarrufu ve daha düşük bakım maliyetleri sağlayabilir. Ancak bu tür sistemlerin etkinliği, yapının fiziksel özelliklerine ve bölgenin iklim koşullarına doğrudan bağlıdır. Bu nedenle, saha uygulamaları ve sistemlerin optimize edilmesine yönelik çalışmalar yapılması önem taşımaktadır.

Yapılan bibliyometrik analizler, hayvan barınaklarında havalandırma konusuna yönelik bilimsel ilginin giderek arttığını ortaya koymakta; buna karşın, koyun barınaklarına özgü araştırmaların oldukça sınırlı kaldığını göstermektedir. Bu durum, yürütülen çalışmanın literatüre olan katkısını daha da anlamlı hale getirmektedir. Gelecekteki araştırmalar için; CFD tabanlı simülasyonlar, yapay zekâ destekli kontrol sistemleri ve farklı iklim bölgelerinde gerçekleştirilecek karşılaştırmalı analizlerle, evrensel geçerliliğe sahip tasarım prensiplerinin geliştirilmesi önerilmektedir.

SEMBOLLER

m2 Metrekare
hd Hayvan başı
m3 Metreküp
Cfm/hd Hayvan başına havalandırma
v Hız(m/s)

KAYNAKLAR

GÜRDİL, G.A. and Y. YILDIZ. (2003). KÜMESLERDE HAVALANDIRMA SİSTEMLERİNİN

TASARIMINA YÖNELİK BİR PROGRAMIN GELİŞTİRİLMESİ ÜZERİNDE BİR ARAŞTIRMA.

Mutlu, A., (1999). Adana ili ve çevresindeki hayvancılık tesislerinde ortaya çıkan atıkların yarattığı çevre kirliliği üzerinde bir çalışma., Fen Bilimleri Enstitüsü.

Küçükarslan, S., (2006). Çukurova yöresinde kasaplık piliç işletmelerinde, barınakların üç boyutlu tanıtım simülasyonu.

Albright, L.D.M., Environment Control for Animals and Plants. 1990: American Society of Agricultural Engineers.

Özer, E. and S. Dere, Equipments of Modern Chicken Poultry. Selcuk Journal of Agriculture and Food Sciences, 2011. 25(3): p. 124–130.

Çelik, M., Farklı iklim koşullarında enerji tutumlu bir kümesin yapımı için uygun yapı elemanlarının bilgisayar yardımıyla belirlenme olanakları üzerinde bir çalışma. Çukurova Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Yüksek Lisans tezi, 144s, Adana, 2011.

Boyacı, S., KS Ü. Ziraat Fakültesi araştırma ve uygulama çiftliği etlik piliç kümesinde çevre koşullarının denetimi ve çözüm önerileri. 2005.

Kolay, İ., Bursa bölgesi koşullarında farklı kapasitelerde serbest duraklı ahır tipleri için CFD simülasyon modeli ile doğal havalandırma sisteminin tasarımı. 2024.

Samad, A., et al., A Brief Overview on Ventilation and its Role in Poultry Production. International Journal of Scientific Research and Modern Technology, 2022. 2(2).

Heber, A., N. Zimmerman, and R. Linton, Ventilation of poultry slaughtering and processing plants. Available fat< http://www.cdc.gov/nasd/docs/d000901-d001000/d000995/d000995. html, 2002.

Kara Çiğdem A G, Uğraş Dikmen A, Özkan S. Bibliyometrik Analize Genel Bir Bakış. SOYD. 2023;4(3):112-116

Murphy, D.J., et al., Online CAD/CFD-based design tool to assess ventilation strategies to reduce confined-space entry risk. CHEMICAL ENGINEERING, 2017. 58.

Saner, K.A. and S.P. Shekhawat, Design and Analysis of Ventilation System for Closed Poultry House in Tropical Climate Conditions. Journal of World's Poultry Research, 2023. 13(3): p. 323–331.

Alloui, N., et al., Effect of ventilation and atmospheric ammonia on the health and performance of broiler chickens in summer. Journal of World's poultry research, 2013. 3(2): p. 54–56.

Upachaban, T., K. Khongsatit, and T. Radpukdee, Mathematical model and simulation study of a closedpoultry house environment. International Journal of Technology, 2016. 7(7): p. 1246–1252.

Rojano, F., et al., Computational modelling of thermal and humidity gradients for a naturally ventilated poultry house. Biosystems Engineering, 2016. 151: p. 273–285

Mostafa, E., et al., Computational fluid dynamics simulation of air temperature distribution inside broiler building fitted with duct ventilation system. Biosystems engineering, 2012. 112(4): p. 293–303.

Kocaman, İ., Karaman ili merkez ilçedeki yumurta tavuğu kümeslerinin yapısal özelliklerinin belirlenmesi ve geliştirilebilme olanaklarının araştırılması. Tekirdağ Ziraat Fakültesi Dergisi, 2010. 7(2): p. 179–186.

Mutaf, S., Mühendislik yaklaşımı ile hayvan barınaklarında iklimsel çevre ve denetim ilkeleri. Gıda Tarım ve Hayvancılık Bakanlığı, Tarım Bilim Serisi Y, 2012(1): p. 895.

Al-Zaidi, A.A.M.A., Ventilation system design for poultry buildings. 2022.

Kılıç, İ. and E. Şimşek, Derin tabanlı bir yumurta tavuğu kümesinde iç ortam çevre koşullarının yeterliliğinin belirlenmesi üzerine bir araştırma. Uludağ Üniversitesi Ziraat Fakültesi Dergisi, 2008. 22(1): p. 17–2

Midwest Plan Service. (1989). Natural ventilating systems for livestock housing (MWPS-33). Iowa State University.

Midwest Plan Service. (1990). Mechanical ventilating systems for livestock housing (MWPS-32). Iowa State University.

Türkiye Cumhuriyeti Tarım ve Orman Bakanlığı. (t.y.). Koyun yetiştiriciliği

3D Baskılı Merkezi Olmayan Isı Geri Kazanımlı Havalandırma Ünitesinin Eşanjör Tasarımı, Üretimi ve Testi

Oğuz DÖNMEZ[*], Tolga ÇİFTÇİ[*], Alper GÖKALP[*], Ahmetcan YETİŞ[*],Ziya Haktan KARADENİZ[*]
[*]İzmir Yüksek Teknoloji Enstitisü, Mühendislik Fakültesi,Enerji Sistemleri Mühendisliği Bölümü,35430 Urla, İZMİR, donmezoguz@outlook.com , tolga.cftci@gmail.com , alppergokkalp@gmail.com, ahmetcanyetis@iyte.edu.tr, haktankaradeniz@iyte.edu.tr

Özet:Bu çalışma, Üç Yönlü Periyodik Minimal Yüzey (ÜYPMY) geometrileri kullanılarak, enerji verimliliği yüksek, kompakt bir reküperatif ısı değiştirici geliştirmeyi hedeflemektedir. Shonen-Gyroid, Schwartz-Diamond ve Schwartz-Primitive olmak üzere üç adet ÜYPMY geometrisi belirlenmiş, geometriler MS Lattice uygulaması kullanılarak dört farklı gözeneklilikte ayrı ayrı modellenmiştir. Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) benzetimleri ve teorik korelasyonlarla modellerin ısı transferi ve basınç düşümü performansları değerlendirilmiştir. ASHRAE 62.1-2022 ve TS EN 308 standartlarına uygun debi ve sıcaklıklar kullanılmıştır. Her bir geometri için en yüksek performansa sahip model Eriyik Biriktirme Modellemesi (FDM) ile modüler olarak üretilmiş, parça bazlı montaj uygulanmıştır. Çalışma sonucunda, ÜYPMY geometrilerinin havalandırma ve iklimlendirme sistemlerinin verimlerinin arttırılmasına katkı sunabileceği, karşılaştırılan modeller arasından 90.35 gözenekliliğe sahip, Gyroid geometrisine sahip modelin 35m^2 lik meskeni havalandırmak için gerekli boyutlardaki klasik bir çapraz akışlı plakalı ısı değiştiriciye göre 5 kat daha fazla ısı transfer yüzey alanı sunabileceği ve operasyonel verimi 15-20% arttırabileceği raporlanmıştır.
Anahtar Kelimler: Reküperatör, ÜYPMY, Eklemeli Üretim, Isı Geri Kazanımı.

Design, Manufacturing & Testing of a 3D Printed Decentralized Heat Recovery Ventilation Unit

Abstract: This study aims to develop a compact and energy-efficient recuperative heat exchanger using Triply Periodic Minimal Surface (ÜYPMY) geometry. Three ÜYPMY geometries—Shonen-Gyroid, Schwartz-Diamond, and Schwartz-Primitive—were selected and modeled at four different porosity levels using the MS Lattice software. The heat transfer and pressure drop performance of the models were evaluated through Computational Fluid Dynamics (CFD) simulations and theoretical correlations. Flow rates and temperatures were chosen in accordance with the ASHRAE 62.1-2022 and TS EN 308 standards. For each geometry, the highest performing model was modularly manufactured using Fused Deposition Modeling (FDM), followed by part-based assembly.
The results indicate that ÜYPMY geometries can contribute to improving the efficiency of ventilation and air-conditioning systems. Among the compared models, the Gyroid geometry with 90.35% porosity was reported to offer five times more heat transfer surface area than a conventional crossflow plate heat exchanger of a similar size used to ventilate a 35 m² dwelling, and it may increase operational efficiency by 15–20%.
Keywords: Recuperator, ÜYPMY, Additive Manufacturing, Heat Recovery.

GİRİŞ

Küresel nüfus artışı, kentleşme, sanayileşme ve yükselen yaşam standartları, enerji talebini hızla artırmaktadır. Uluslararası Enerji Ajansı (UEA), elektrik talebinin 2025 ve 2026'da %4'er büyüyeceğini, artışın yaklaşık yarısının özellikle güneş enerjisinden karşılanacağını öngörmektedir (Uluslararası Enerji Ajansı, 2024). Yenilenebilir kapasite genişlese de fosil yakıt hâkimiyeti sürmekte; enerji kaynaklı CO_2 emisyonları 2023'te 40 Gt'yi aşmıştır (Uluslararası Enerji Ajansı, 2024). Türkiye'de elektriğin yaklaşık %55'i yenilenebilir kaynaklardan üretilirken, 2035'te tüketimin 510,5 TWh'a ulaşacağı tahmin edilmektedir (Türkiye Cumhuriyeti Enerji ve Tabii Kaynaklar Bakanlığı, 2024). Sanayi %48'lik payla en büyük tüketici konumundayken, hizmet (%26) ve konut (%21) sektörlerinin enerji tüketimi 2012-2022'de %30 artmıştır (Türkiye Cumhuriyeti Çevre,

Şehircilik ve İklim Değişikliği Bakanlığı, 2023; Enerji Verimliliği 2030 Stratejisi, 2024). Binalarda toplam enerjinin üçte biri havalandırmaya harcanmakta; Ekonomik Kalkınma ve İş Birliği Örgütü ülkelerinde bu enerjinin yarısı havalandırma ve kaçaklarla kaybedilmektedir (Kanada Doğal Kaynakları Enerji Verimliliği Ofisi, 2025). Aşırı havalandırma, iç hava kalitesini iyileştirirken ısıtma-soğutma yükünü artırarak enerji israfına yol açar (Kanada Doğal Kaynakları Enerji Verimliliği Ofisi, 2025). Kötü iç hava kalitesi; NO_x, CO_2, O_3 birikimiyle öğrencilerde performans düşüşüne ve aerosol kaynaklı hastalık yayılımına (COVID-19) neden olur (Chatzidiakou vd., 2012; Morawska, 2006; Mittal vd., 2020).

Isı değiştiriciler, farklı sıcaklıktaki iki akışkan arasında ısı aktarımı sağlayarak ısı geri kazanımının kalbini oluşturur. Geleneksel seramik veya metal ısı değiştiriciler, klasik talaşlı imalat kısıtları nedeniyle karmaşık ve yüksek performanslı geometrileri sınırlı üretir (Dilberoglu vd., 2017). Endüstri 4.0 ile gelişen eklemeli imalat, destek gerektirmeyen iç kanallar, hızlı prototipleme, düşük malzeme israfı ve maliyet avantajı sunarak bu kısıtları aşar (Ayar vd., 2017; Thompson vd., 2016; Karadeniz, 2019).

Eklemeli imalatla üretilebilen Üç Yönlü Periyodik Minimal Yüzeyler (ÜYPMY), yüksek yüzey-alan/hacim oranı, sürekli akış yolu ve düşük basınç düşümü sayesinde eşanjör çekirdekleri için idealdir (Danayat, 2019; Panesar, 2018). Sinüzoidal, biyomimetik bu yapılar akışı düzenleyerek ısıl verimi maksimize eder (Catchpole- Smith vd., 2019) ve doğadaki hücre duvarı, kelebek kanadı gibi yapılara benzer biyomimetik özellik taşır (Deng vd., 1998; Michielsen vd., 2008; Galusha vd., 2008). Araştırmalar, ÜYPMY-tabanlı eşanjörlerin geleneksel plaka veya boru tiplerine kıyasla %15-100 daha verimli olabildiğini; Schwarz Diamond formunun basınç düşümünü %32 azaltıp ısı transferini 7,5 kat artırdığını göstermiştir (Wi vd., 2020; Chandesekaran vd., 2018; Peng vd., 2019; Kaur vd., 2021). Bu nedenle ÜYPMY çekirdekleri, doğal havalandırmanın yetersiz kaldığı sınıf gibi kalabalık iç ortamlarda hem ısı geri kazanımı hem de iç hava kalitesinin iyileştirilmesi için ümit vadeder.

Bu çalışmada, çeşitli ÜYPMY geometrilerini kullanarak ASHRAE 62.1-2022 ve TS EN 308 standartlarına uygun, modüler ve merkezi olmayan bir ısı geri kazanımlı havalandırma sistemi tasarlamayı amaçlamaktadır. Sistem, yükseköğretim dersliklerine ölçeklenebilir olacak; farklı ÜYPMY şekillerinin termal ve hidrolik performansı hesaplamalı akışkanlar dinamiği (HAD) ve deneysel testlerle değerlendirilecektir. Böylece, binalarda enerji verimliliğini artıran, sağlıklı iç ortam koşulları sağlayan yenilikçi bir ısı değiştirici tasarımı geliştirilirken ÜYPMY'lerin türbülanslı rejimdeki nicel ısıl-akış veri tabanı da genişletilecektir.

METODOLOJİ VE METOD

ÜYPMY Geometri Tasarımı

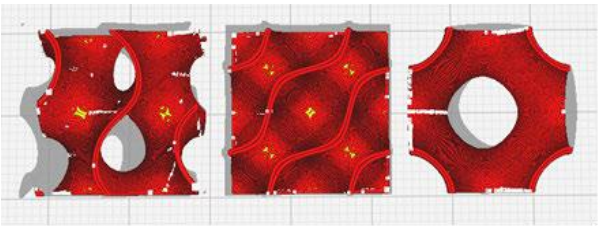
MS Lattice ortamında Schwarz-P (Primitive), Schwarz-D (Diamond) ve Schoen-G (Gyroid) çekirdekleri, birer örten trigonometrikfonksiyonla modellenmiştir. Dört farklı ölçek faktörü (11,4 mm, 14,25 mm, 19 mm ve 28,5 mm) kullanılarak birim hücrelerin tekrar aralığı değiştirilip toplam gözeneklilik, özgül yüzey alanı ve hidrolik çap gibi temel parametreler sistematik biçimde taranmıştır. Modeller, baskıda her kanalın çevresinde en az iki sürekli katman oluşacak biçimde optimize edilmiştir; böylece hem geometrik tutarlılık hem de sızdırmazlık sağlanmıştır. ÜYPMY geometrilerinin tanımlandığı örten trigonometrik fonksiyonlar denklem 1,2 ve 3'te verilmiştir.

$$\text{Gyroid: } \sin x * \cos y + \sin y * \cos z + \sin z * \cos x = c \quad (1)$$

$$\text{Diamond: } \cos(x - y) * \cos z - \sin(x + y) * \sin z = c \quad (2)$$

$$\text{Primitive: } \cos x + \cos y + \cos z = c \quad (3)$$

Modeller, FDM tipi Creality Ender S1 Pro yazıcıyla katmanlı olarak üretildi. Süreç sonunda Gyroid ve Primitive çekirdeklerde ortalama \~0,7 mm, Diamond çekirdekte ise \~0,8 mm duvar kalınlığı elde edildi; bu değerler mevcut donanımla destek gerektirmeden üretilebilecek en ince yapıları temsil etmektedir. Oluşturulan modeller incelendiğinde, her ölçekte en yüksek gözeneklilik ve hidrolik çapın Primitive geometride, en yüksek toplam yüzey alanının ise Diamond geometride yoğunlaştığını görülmüştür. Sonuç olarak – ısıl kazanıma karşılık olası basınç kaybı dengesi dikkate alınırsa – Diamond çekirdekler daha iyi ısı transferi, Primitive çekirdekler ise daha düşük basınç düşümüyle enerji verimliliği avantajı sunmaktadır.

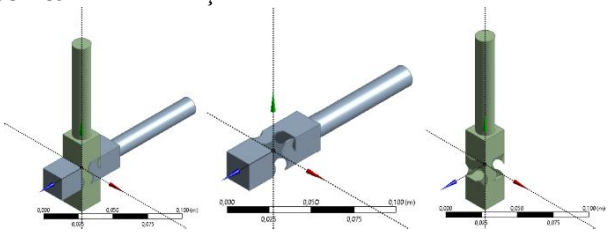


Şekil 1. Sırasıyla birim Shonen-Gyroid, Schwartz-Diamond ve Schwarz-Primitive ÜYPMY geometrilerinin dilimlenmiş görüntüleri.

Simülasyon Metodolojisi

ÜYPMY geometrileri MS Lattice'te STL formatta kapalı katı modele dönüştürülmüştür. Oluşturulan STL modellerin yüzeylerindeki bozukluklar, ANSYS SpaceClaim'de Autofix komutu ile düzeltildi. Ardından oluşan katı modele 0.4mm Shrinkwrap uygulanarak gözenek çaplarını koruyacak şekilde en uygun kaplama kalınlığı denenip seçildi; dosya boyutu ve işlem sorunları göz önüne alınarak 19 mm kenar uzunluğuna sahip kübik birim hücreli modellerde karar kılındı. Kaplama katı hâle çevrilirken Merge Faces komutuyla düz yüzeylerdeki kenar çizgileri birleştirildi.

Elde edilen katı modele, ANSYS Design Modeler'da akış hacimleri eklenerek HAD benzetimlerinde kullanılacak modeller oluşturuldu. Gerçek deney düzeneğini taklit etmek için ısı eşanjörünün önüne ve arkasına 0,02 m uzunlukta kare kesitli giriş-çıkış kanalları, egzoz hattının devamına ise 0,014 m çapında, 0,8 m uzunlukta dairesel boru eklendi; böylece sıcaklık ve basınç ölçümleri doğru şekilde elde edilebilecek bir benzetim ortamı oluşturuldu.



Şekil 2.19mm birim Shonen-Gyroid akış alanları

Kararlı durumda gerçekleştirilen benzetimlerde akış alanının çözümünde "Gerçekleştirilebilir k–ε girdap modeli" kullanılmıştır. Enerji ve momentum denklemleri ikinci dereceden doğruluğa sahip birleştirilmiş bir algoritma ile çözülmüş, artık değer kriterleri, takip edilen her parametre için (süreklilik, hız, enerji) 1×10^{-6} seviyesinde sınırlandırılmıştır.

Ağ kalitesi ve eleman sayısı çözüm doğruluğu ile hesaplama süresini belirleyici olduğundan, her geometri için ağdan bağımsızlık analizi yapıldı. Gyroid, Schwarz ve Primitive için düşük ve orta yoğunluklu örgülerde çıkış sıcaklıkları arasındaki fark <%1 bulundu; yüksek yoğunluklu (daha ince) örgülerde ise çözüm kararsızlığı ve "reversed flow" uyarıları nedeniyle yakınsama sağlanamadı. Bu nedenle daha kapsamlı değerlendirme için, çözüme izin veren optimum yoğunluk seçildi: Gyroid için orta, Primitive için düşük, Diamond için düşük örgü yoğunluğu ilerleyen tüm HAD çalışmalarında kullanıldı. Böylece gereksiz hesaplama maliyeti artmadan güvenilirlik korunmuş oldu.

Tablo 1: 19mm Ölçülerde Birim Gyroid Modelinin Eleman Sayıları

	TEMPERATURE		PRESSURE		
Gyroid	T_cold outlet (K)	T_hot outlet (K)	P_cold (Pa)	P_hot (Pa)	NUMBER OF ELEMENTS
High Mesh Density	312.11	314.18	0.022	0.022	2610492
Mid Mesh Density	312.22	314.28	0.0219	0.0219	1252411
Low Mesh Density	316.48	309.35	0.0089	0.0089	418255

Tablo 2: 19mm Ölçülerde Birim Primitive Modelinin Eleman Sayıları

	TEMPERATURE		PRESSURE		
Primitive	T_cold outlet (K)	T_hot outlet (K)	P_cold (Pa)	P_hot (Pa)	NUMBER OF ELEMENTS
High Mesh Density	310.65	314.77	0.0159	0.0258	3265659
Mid Mesh Density	310.75	314.8	0.0157	0.0257	2557613
Low Mesh Density	310.93	314.58	0.0166	0.0266	1193196

Tablo 3: 19mm Ölçülerde Birim Diamond Modelinin Eleman Sayıları

	TEMPERATURE		PRESSURE		
Diamond	T_cold outlet (K)	T_hot outlet (K)	P_cold (Pa)	P_hot (Pa)	NUMBER OF ELEMENTS
High Mesh Density	313.07	313.22	0.0241	0.0267	3245324
Mid Mesh Density	313.08	313.24	0.0241	0.0267	2345314
Low Mesh Density	313.07	313.23	0.024	0.0267	1201055

Tüm seçili modeller aynı sınır koşullarıyla çözüldü: soğuk giriş 303,15 K, sıcak giriş 323,15 K, başlangıç EŞANJÖR sıcaklığı 313,15 K; sıcak ve soğuk kanallarda hızlar eşitlendi. Çözümler zamandan bağımsız (steady-state) yürütüldü. Ayrılma ve girdaplı akış bölgelerinde daha iyi doğruluk için gerçekleştirilebilir k-ε türbülans modeli ve duvar çevrelerinde çözünürlüğü iyileştirmek üzere gelişmiş duvar işlemi kullanıldı Enerji ve momentum denklemleri ikinci dereceden doğruluğa sahip birleştirilmiş bir algoritma ile çözülmüş, artık değer kriterleri, takip edilen her parametre için (süreklilik, hız, enerji) 1×10^{-6} seviyesinde sınırlandırılmıştır.

Ağdan bağımsızlık çalışmasında incelenen Gyroid ve Schwarz Primitive modellerinde simülasyon öncesinde tanımlanan sınır koşulları eşit tutulmuştur: soğuk giriş sıcaklığı 303,15 K, sıcak giriş sıcaklığı 323,15 K, ısı değiştirici başlangıç sıcaklığı ise 313,15 K olarak tanımlanmıştır.; böylece ASHRAE 62.1-2022 standardında belirtilen test aralığı sağlanmıştır. Soğuk ve sıcak kanallardaki hava akış hızları birbirine eşit olacak şekilde tanımlanarak, her model için ayrı ayrı 0,01-0,011- 0,012-0,02-0,10-0,15-0,30-0,40 m/s hız noktalarında gerçekleştirilen benzetimler ve yapılan teorik hesaplarla farklı debilerde ağdan bağımsızlık doğrulanmıştır.

Basınç Düşümü Hesaplamaları

Basınç düşümü, ÜYPMY tabanlı ısı eşanjörlerinde değiştiricilerde gözenek mimarisi, akışkan hızı (Reynolds sayısı (Re)) ve akışkan özellikleriyle belirlenmektedir; dolambaçlı kanallar ısı transferini artırırken akış direncini yükseltir. Re $<\sim10^{1}$ için Darcy yasası, daha yüksek Re değerinde ise ataletsel etkileri içeren Ergun denklemi kullanılmaktadır. (Femmer et al., 2015). Gözeneklilik artışı basınç farkını (ΔP) düşürürken özgül yüzey alanının artışı hem ısı geri kazanımını hem de sürtünmeyi arttırır— bu denge tasarımın kritik noktasıdır.

Gyroid'in kesintisiz eğrileri aynı ölçekte Diamond ve Primitive'e göre daha düşük ΔP sağlayabilir; Diamond en geniş yüzey alanıyla en yüksek ısı transferi ve direnci, Primitive ise en büyük hidrolik çapıyla en düşük ΔP'yi sunar (Fu et al., 2019). Teorik basınç düşümü hesaplamaları ve HAD analizleri birleştirilerek bu geometrilerde optimum gözeneklilik–yüzey alanı seçilerek hem düşük basınç kaybı hem yüksek ısıl performans elde edilebilir.

$$d_h = \frac{4 * \epsilon}{\alpha_p} \quad (4)$$

$$Re = \frac{3}{2} * \frac{\rho * V * d_h}{\epsilon * \mu} \quad (5)$$

$$\frac{\Delta P}{\Delta L} = \psi \frac{1 - \varepsilon}{\varepsilon^3} * \frac{F_v^2}{d_p} \quad (6)$$

$$\psi = \frac{150}{Re} + 1.75 \quad (7)$$

$$F_v = V\sqrt{\rho} \quad (8)$$

$$f = \frac{\Delta P}{\frac{1}{2} * V^2 * \rho * \frac{L}{d_h}} \quad (9)$$

Isı transfer Hesaplamaları

ÜYPMY modelleri ısıl performans, yüksek özgül yüzey alanı (A_s) sayesinde artan akışkan-katı temasıyla belirlenir; konvektif ısı aktarım katsayısı h, yaklaşık olarak $h \approx Nu \cdot \lambda / d_h$ bağıntısına uyar ve hidrolik çap (d_h) küçüldükçe Nusselt sayısı (Nu) artarak sıcaklık sınır tabakası sürekli kırılır. Gözeneklilik (ε) yükseldiğinde akışkan geçiş kesiti genişler ve basınç kaybı (ΔP) azalır, ancak katı faz oranı azaldığı için etkin ısıl iletkenlik (λ) sınırlanabilir. Gyroid geometrisi kesintisiz eğrileriyle orta düzey Nu'ya karşılık nispeten düşük ΔP verir (Fu vd., 2019), Diamond keskin kıvrımlarıyla girdaplar oluşturarak maksimum ısı transferi sağlarken akış direncini büyütür (Chandesekaran vd., 2018; Kaur vd., 2021), Primitive ise büyük d_h ve ε değerleriyle en küçük ΔP'yi üretip orta dereceli ısıl performans sunar (Wi et al., 2020). Re < ≈200 aralığında laminer rejimde ısı taşınımı esasen moleküler difüzyonla sınırlıyken artan Reynolds sayıları kanallarda akışı erken türbülansa taşıyarak Nu'yu ve karışımı yükseltir (Femmer vd., 2015). Optimum eşanjör tasarımı, giriş-çıkış entalpi ölçümlerini CFD ile elde edilen yerel Nu ve ΔP dağılımlarıyla birleştirerek gözeneklilik, hücre ölçeği ve kanal morfolojisini uygulamaya özgü bir dengeye oturtmayı gerektirir.

Isı transferi hesaplamalarında iki temel denklem kullanılmıştır. Denklem 10, hava akışı tarafından transfer edilen ısı miktarını tahmin etmektedir:

$$\dot{Q} = \dot{m} * c_p * \Delta T \quad (10)$$

Bu denklemde $\dot{m}$ kütle debisi, c_p havanın özgül ısı kapasitesi ve ΔT sıcaklık farkıdır. Denklem 11, yüzeyden transfer edilen ısıyı hesaplamak için kullanılır:

$$\dot{Q} = U * A_s * \Delta T_{lm} \quad (11)$$

Burada, U toplam ısı transfer katsayısıdır, A_s toplam yüzey alanıdır ve ΔT_{lm} logaritmik ortalama sıcaklık farkıdır. Bu denklemler, benzetimlerden elde edilen giriş ve çıkış sıcaklıklarına göre ısı transferi miktarını hesaplamak için kullanılmıştır. Isı taşınımının boyutsal olmayan analizi için genelleştirilmiş ısı transferi güç yasası (Denklem 12) uygulanmıştır (Femmer vd, 2015).

$$Nu = a * Re^b * \mathrm{Pr}^{1/3} \quad (12)$$

a ve b parametreleri farklı ÜYPMY yapıları ve ilgili transfer rejimleri için karakteristiklerdir. Bu parametreleri belirlemek için Nusselt, Reynolds ve Prandtl sayılarını belirlememiz gerekir, daha sonra farklı ÜYPMY yapılarımız için Nusselt korelasyonları oluşturabiliriz. Basınç düşümü kısmında olduğu gibi gözenekli yapılar için de modifiye edilmiş Reynolds sayısını kullanıyoruz. Prandtl sayısı, akışkanın dinamik viskozitesi μ, özgül ısısı c_p ve ısıl iletkenliği λ kullanılarak belirlenir.

$$Pr = \frac{c_p \mu}{\lambda} \quad (13)$$

Nusselt sayısını, konvektif ısı transfer katsayısı h, hidrolik çap ve ısı iletkenlik katsayısını kullanarak belirliyoruz.

$$Nu = \frac{h d_h}{\lambda} \quad (14)$$

Burada h, ΔTlm denklemi ve genel ısı direnç faktörü U kullanılarak hesaplanır:

$$U = \left(\frac{1}{h_h} + \frac{t}{\lambda_w} + \frac{1}{h_c}\right)^{-1} \left(\frac{W}{m^2 K}\right) \quad (15)$$

Hızlı prototipleşen direnç malzemesinin ısıl iletkenliği λ_w ve t ısı değişim modülünün duvar kalınlığı olarak alındığında, her akış hızı için Nu, Re ve Pr sayılarının kümelerini belirledikten sonra, Denklem 12'yi kullanarak a ve b'yi türetebiliriz.

ÜYPMY Isı Eşanjörleri için Nusselt Sayısı Korelasyon Formülasyonu

Büyük ölçekli ÜYPMY tabanlı eşanjörlerin ısıl performansını karşılaştırabilmek için her geometriye özgü boyutsuz Nusselt korelasyonları geliştirildi. Bu korelasyonlar, 0,01 ve 0,012 m/s'deki CFD sonuçlarından elde edilen soğuk ve sıcak akış çıkış sıcaklıklarına dayanarak, boyut ve işletim koşullarından bağımsız ısı aktarımını tanımlamaya hizmet ediyor.

Her ÜYPMY geometrisi için geliştirilen ampirik korelasyonlar şunlardır:

$$\overline{Nu}_{gyroid} = 0.1871 * Re^{0.7712} * Pr^{1/3} \quad (16)$$

$$\overline{Nu}_{diamond} = 0.132 * Re^{0.8884} * P^{\frac{1}{3}} \quad (17)$$

$$\overline{Nu}_{primitive} = 0.4554 \times Re^{0.454} \times Pr^{\frac{1}{3}} \quad (18)$$

Korelasyonları doğrulamak için çıkış sıcaklıkları 8 farklı hızda (0,01-0,4 m/s) gerçekleştirilen

simülasyonlarla teorik hesaplamalar her bir geometri için karşılaştırıldı. HAD ve NTU-etkinlik formülleri ile hesaplamalardan elde edilen çıkış sıcaklıkları farkları kabul edilebilir hata oranlarındaydı ve hatalar Kelvin cinsinden %1'in altında kaldı. Bu doğru sonuçlar geliştirilen korelasyonları doğrular ve her bir ÜYPMY geometrisi için ısı transferi tahminlerinin güvenilirliğini teyit eder.

NTU-Etkinlik hesaplamaları verilen sıralamayla gerçekleştirilmiştir.

Ortalama konveksiyon ısı transfer katsayısı:

$$\overline{h} = Nu\frac{\overline{\lambda}}{d_h} \tag{19}$$

Genel ısı transfer katsayısı:

$$U = \left(\frac{2}{\overline{h}} + \frac{t}{\lambda_w}\right)^{-1} \tag{20}$$

Termal kapasite oranları:

$$C_{min} = C_h = \dot{m}_h * c_{p_h} \tag{21}$$

$$C_{max} = C_c = \dot{m}_c * c_{p_c} \tag{22}$$

$$C_r = \frac{C_{min}}{C_{max}} \tag{23}$$

Transfer Birimi Sayısı (NTU):

$$NTU = U * \frac{A_s}{C_{min}} \tag{24}$$

Karşı akışlı eşanjörün etkinliği: (Çengel Y. ve diğerleri, 2015)

$$\varepsilon = 1 - \exp\{\frac{NTU^{0.22}}{C_r} * [exp(-C_r * NTU^{0.78}) - 1\} \tag{25}$$

Mümkün olan maksimum ısı transferi:

$$\dot{Q}_{max} = C_{min} * \Delta T \tag{26}$$

Gerçek etkililik:

$$\varepsilon = \frac{\dot{Q}_{actual}}{\dot{Q}_{max}} \tag{27}$$

Çıkış sıcaklıkları:

$$T_c, out = T_c, in + \frac{\dot{Q}_{act}}{C_c} \tag{28}$$

$$T_h, out = T_h, in - \frac{\dot{Q}_{act}}{C_h} \tag{29}$$

Tablo 4: 0,011 m/s hızda geometrilerin hesaplama ve simülasyon sonuçlarının karşılaştırılması

	Gyroid		Diamond		Primitive	
Çıktılar	Sıcak Hava (K)	Soğuk Hava (K)	Sıcak Hava (K)	Soğuk Hava (K)	Sıcak Hava (K)	Soğuk Hava (K)
Hesaplama	314.39	311.36	313.66	312.05	315.6	310.22
Simülasyon	314.16	312.08	313.28	313.04	314.9	310.34
K Sapma %	**0.075**	**0.23**	**0.122**	**0.316**	**0.226**	**0.038**

Model Validasyonu

Elde edilen veriler, oluşturulan Nusselt korelasyonlarının doğruluğunu ve her ÜYPMY geometrisi için ısı transferi hesaplamalarının güvenilirliğini doğruladı. Geometriler birçok parametre ile karşılaştırıldı ve geometri seçimi j/f oranlarının karşılaştırılmasına dayanarak sonlandırıldı. Colburn faktörü (j), ısı değiştiricilerde ve benzer sistemlerde bir akışkan akışının ısı transfer özelliklerini tanımlamak için kullanılan boyutsuz bir niceliktir. Reynolds sayısı (Re) ve Prandtl sayısı (Pr) gibi akışkanın akış özelliklerine göre ısı transfer etkinliğinin bir ölçüsüdür.

$$j = \frac{\overline{Nu}}{\overline{Re} * \overline{Pr}^{\frac{1}{3}}} \tag{30}$$

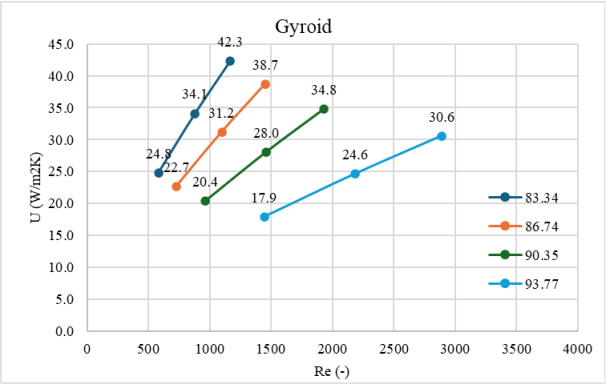
Geometrilerin farklı gözeneklilikte 0,9-1,36-1,8 m/s (40-60-80 m³/h) hızlarında performansları incelendiğinde ortalama j/f oranları hesaplanmış ve en yüksekten düşüğe sıralanmıştır.

Gyroid : %90.35 > %93.77 > %86.74 > %83.34

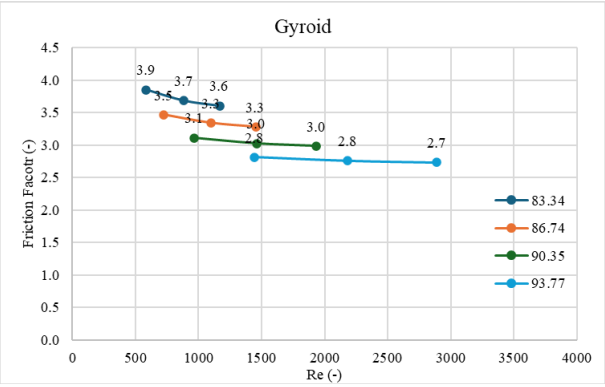
Diamond : %91.5 > %87.22 > %82.93 > % 78.59

Primative : % 87.85> % 90.29> % 92.73> % 95.15

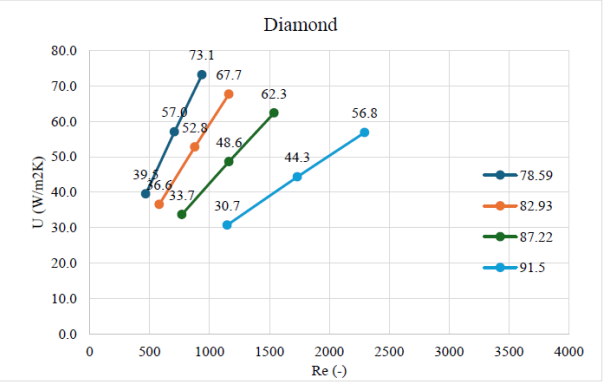
Aşağıdaki grafikler, Gyroid, Diamond ve Primitive çekirdeklerin farklı gözenekliliklerde Reynolds sayısına bağlı toplam ısı transfer katsayısı (U) ile sürtünme katsayısı (f) davranışlarını özetlemektedir.



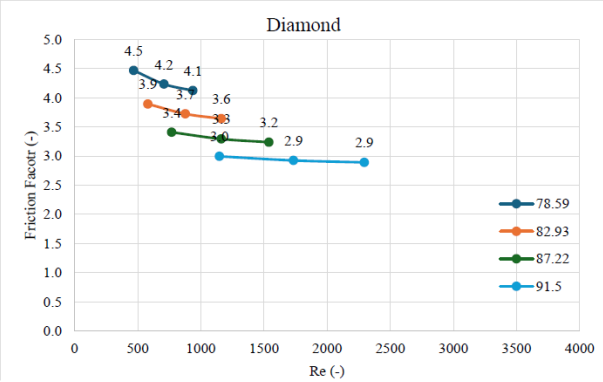
Şekil 3: Gyroid Geometrisinin Farklı Gözenekliliklerinde Reynolds Sayısına Göre Genel Isı Transfer Katsayısının Karşılaştırılması



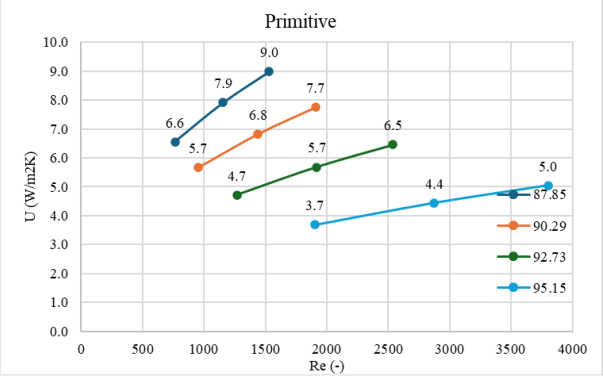
Şekil 4: Gyroid Geometrisinin Farklı Gözenekliliklerinde Reynolds Sayısına Göre Sürtünme Faktörünün Karşılaştırılması



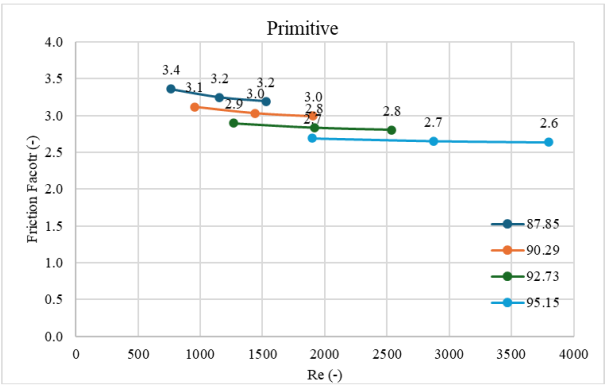
Şekil 5: Diamond Geometrisinin Farklı Gözenekliliklerinde Reynolds Sayısına Göre Genel Isı Transfer Katsayısının Karşılaştırılması



Şekil 6: Diamond Geometrisinin Farklı Gözenekliliklerinde Reynolds Sayısına Göre Sürtünme Faktörünün Karşılaştırılması



Şekil 7: Primitive Geometrisinin Farklı Gözenekliliklerinde Reynolds Sayısına Göre Genel Isı Transfer Katsayısının Karşılaştırılması



Şekil 8: Primitive Geometrisinin Farklı Gözenekliliklerinde Reynolds Sayısına Göre Sürtünme Faktörünün Karşılaştırılması

Tüm geometrilerde Reynolds sayısı arttıkça U düzenli olarak yükselirken f kademeli şekilde düşmektedir; porozite azaldığında (yani yapı sıkıştığında) ısı transferi artmakta, buna karşılık hidrolik kayıp büyümektedir. Mutlak değerlere bakıldığında Diamond, en yüksek U'ya ulaşıp ısı aktarımında öne geçerken aynı anda en yüksek f değerleriyle en fazla akış direncini sergilemektedir. Gyroid, orta düzey U ile dengeli bir performans gösterir ve f eğrileri Diamond'dan düşük, Primitive'den kısmen yüksek seyretmektedir. Primitive, en düşük U değerleri nedeniyle ısıl olarak geride kalsa da orta seviyede sürtünme katsayısıyla kabul edilebilir bir hidrolik profil sunmaktadır. Bu eğilimler, ısı transferi ile basınç kaybı arasındaki ödünleşimin seçilecek porozite ve geometriye göre nasıl şekillendiğini açıkça ortaya koymaktadır.

Analizler sonunda en yüksek j/f oranını veren modeller 90,35 % gözenekliliğe sahip Gyroid (6 × 6 × 6 birim
hücre), 91,5 % gözenekliliğe sahip Diamond (4 × 4 × 4)
ve 87,35 % gözenekliliğe sahip Primitive (10 × 10 × 10) olarak belirlendi. Dolayısıyla ÜYPMY geometrileri arasındaki ayrıntılı karşılaştırma bundan sonra bu üç "en iyi" model üzerinden yürütülecektir.

Seçilen Modellerin Üretimi ve Deney Düzeneği

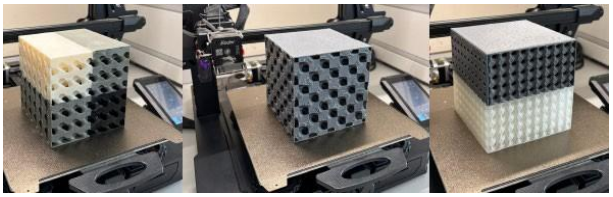
Isı transferi-basınç düşümü performansında öne çıkan ÜYPMY çekirdekleri (Gyroid, Diamond, Primitive) önce SpaceClaim'de STL olarak duvar kalınlıkları eklenerek düzenlendi; tek parçada dilimleme sorunları görüldüğünden her model 2-4 modüle ayrıldı. Ender 3 S1 Pro ve Raise3D yazıcılarında PLA kullanılarak "Super Quality" (0,12 mm katman, %100 doluluk, 210 °C nozzle, 75 °C tabla, 100 mm/s hız, Raft taban) ayarlarıyla baskı yapıldı. Basılan parçaların yüzeyleri kloroform püskürtülerek yumuşatıldı, ardından aynı solventle

yapıştırılarak 114 × 114 × 114 mm tek gövde hâline getirildi.



Şekil 9: Çapraz Akışlı Deney Düzeneği

Hazır prototipler, her iki akış hattında dörder sıcaklık-basınç ve fan çıkışlarında ikişer hız sensörü içeren test tezgâhına yerleştirildi. Giriş hızları, 35 m²'lik sınıfa ilişkin ASHRAE 62.1-2022'deki 180-550 $m^3\ h^{-1}$ taze hava gereksiniminin 114 mm laboratuvar eşanjörüne ölçeklenmiş karşılığı olarak 0,9-1,36-1,8 m/s (40-60-80 m^3/h) seçildi; akış profilleri ölçülerek doğrulandı. Isıt0ıcıdan gelen sıcak hava (soğuk hatta göre 20 °C daha yüksek) egzoz fanıyla, dış hava ise taze hava fanıyla çekirdeğe beslenirken giriş hız-sıcaklıkları ve çıkış sıcaklık-basınçları PLC üzerinden 15 saniye aralıkla kaydedildi. Her geometri, üç debide üçer tekrar olacak biçimde 10 dakika çalıştırılarak ısıl-hidrolik verimliliği belirlendi; tüm testlerde iç-dış kaçak TS EN 308 limitinin altında (%3) kaldı ve debi ölçümlerinin sapması %4'ü aşmadı. Böylece seçilen ÜYPMY modellerinin üretimden saha testine uzanan bütüncül doğrulama süreci tamamlandı.



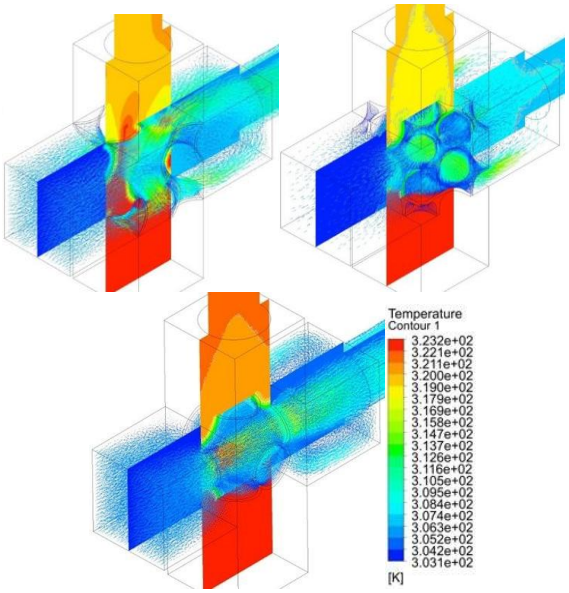
Şekil 10: Modüllerin birleşiminden Oluşan Modeller. Sırasıyla Gyroid, Diamond ve Primitive

BULGULAR VE DEĞERLENDİRME

HAD Bulguları

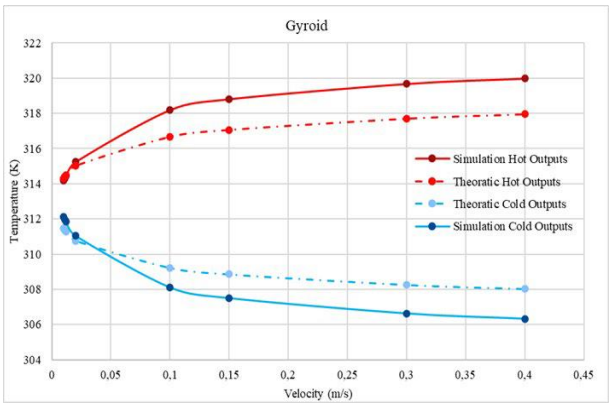
Ağdan bağımsızlık adımı tamamlandıktan sonra Gyroid, Schwarz-Primitive ve Schwarz-Diamond çekirdekleri 0,01–0,40 m/s aralığında 8 farklı hızda yeniden HAD simülasyonları gerçekleştirildi. Her modelin merkezine kesit yerleştirilerek sıcaklık konturları ve hız vektörleri elde edildi. 19 mm kenarlı sayısal modellerin, 114 mm'lik deney prototipine göre kesit alanı oranı 1:36 olduğundan deney bölgesine karşılık gelen giriş hızları ≈0,025–0,050 m s^{-1} olarak ~ölçeklendi; daha yüksek hızlar yalnızca teorik hesaplamaların farklı ve daha karmaşık akış durumlarındaki davranışını görmek için kullanılmıştır.

HAD simülasyonları ile NTU-etkinlik hesapları çıkış sıcaklık farkları beklenti içerisindeydi. 3 farklı geometrinin her biri için yapılan 8 farklı hızda hata %7'nin altında kaldı. Düşük hızlarda h, U, Tçıkış değerleri neredeyse tamamen örtüşürken hız arttıkça h ve U beklendiği gibi yükseldi. Yüksek Reynolds'ta Diamond'ın U hatası artış eğilimi gösterdi buna sebep olarak karmaşık akış geçişleri gösterilebileceği düşünüldü. Gyroid, tüm hızlarda dengeli doğruluk ve akış rejimi sunarken Primitive daha yüksek basınç düşümü pahasına kabul edilebilir ısıl performansını korudu. Sonuç olarak her üç ÜYPMY çekirdeği, ilgili çalışma koşullarında güvenilir ve tutarlı ısıl-hidrolik davranış sergiledi.

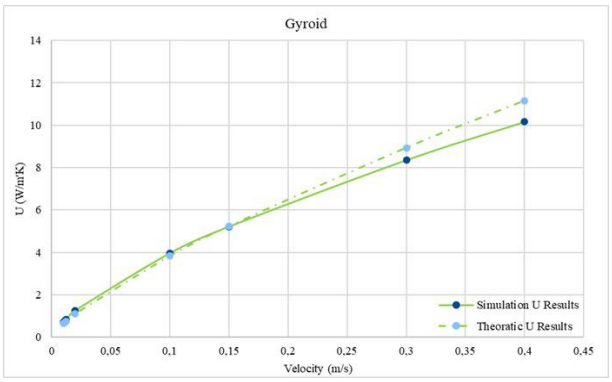


Şekil 11: Sırasıyla Gyroid, Diamond ve Primitive Birim Modellerinin Hız Vektörleri ve Sıcaklık Konturlarıyla 0,4 m/s Hızda Simülasyon Sonuçları

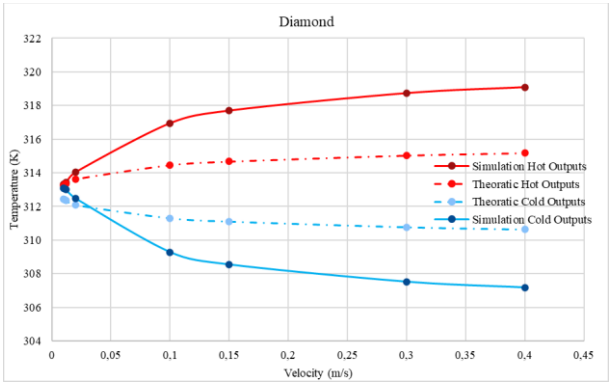
Aşağıda sunulan grafikler, her ÜYPMY geometrisi için HAD çıktıları ile NTU-etkinlik temelli kuramsal hesapların doğrudan karşılaştırmasını vermektedir. İlk grafik çiftinde sıcak (Extract/Exhaust) ve soğuk (Outdoor/Supply) hat çıkış sıcaklıkları, ikinci grafik çiftinde ise toplam ısı transfer katsayısı (U) hızla birlikte gösterilmiştir. Noktaların ve kesikli çizgilerin çakışması, doğrulama çalışmasında elde edilen ≤ %7'lik hata payını görsel olarak ortaya koymakta; eğrilerin eğimi ise hız arttıkça beklenen h ve U artışını, buna karşılık basınç kaybı ve sürtünme faktöründeki düşüşü yansıtmaktadır.



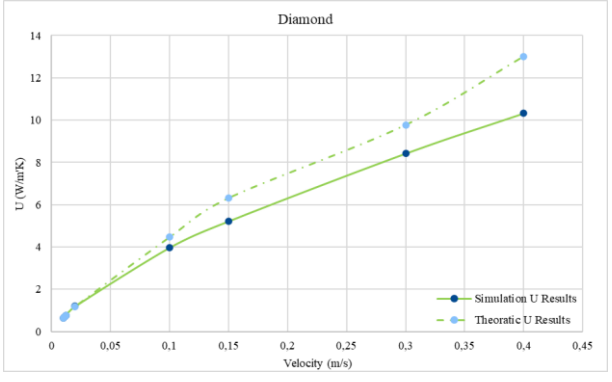
Şekil 12: Gyroid Modeli için farklı hızlarda simülasyonlarda ve teorik hesaplamalarda sıcaklık çıktılarının karşılaştırılması



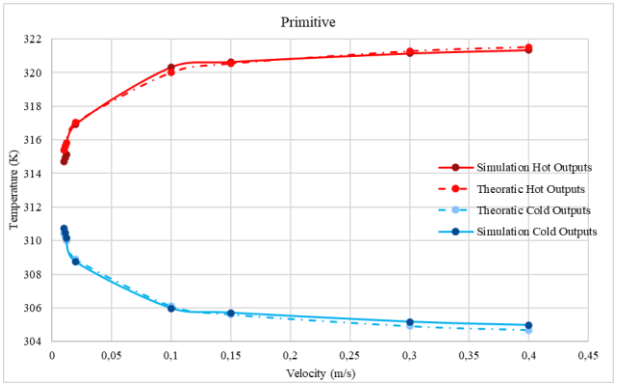
Şekil 11: Gyroid Modeli için farklı hızlarda simülasyonlarda ve teorik hesaplamalarda genel ısı transfer katsayısının karşılaştırılması



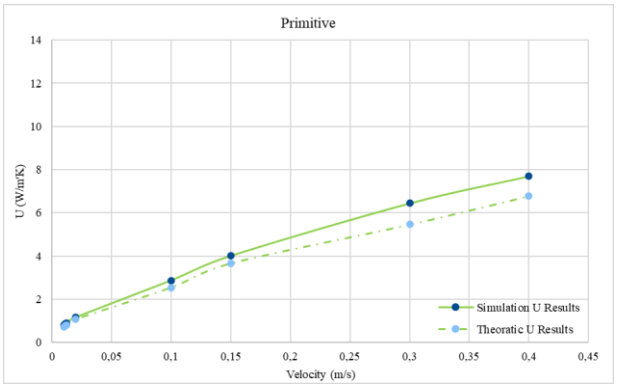
Şekil 13: Diamond Modeli için farklı hızlarda simülasyonlarda ve teorik hesaplamalarda sıcaklık çıktılarının karşılaştırılması



Şekil 14: Diamond Modeli için farklı hızlarda simülasyonlarda ve teorik hesaplamalarda genel ısı transfer katsayısının karşılaştırılması



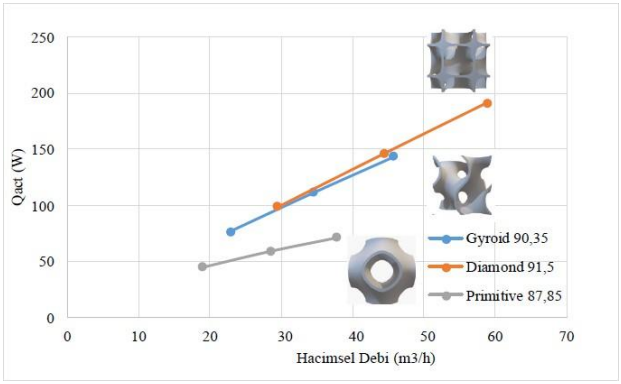
Şekil 15: Primitive Modeli için farklı hızlarda simülasyonlarda ve teorik hesaplamalarda sıcaklık çıktılarının karşılaştırılması



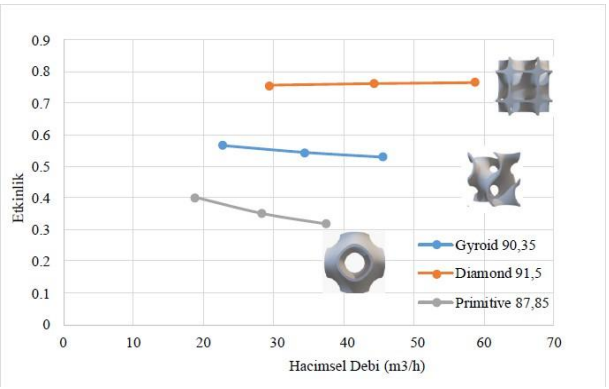
Şekil 16: Primitive Modeli için farklı hızlarda simülasyonlarda ve teorik hesaplamalarda genel ısı transfer katsayısının karşılaştırılması

Teorik Hesaplama Bulguları

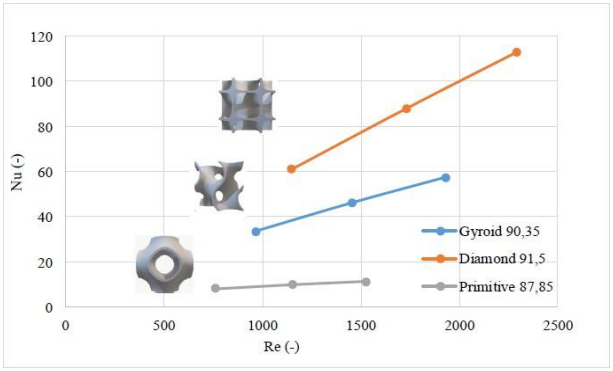
%91,5 gözenekli Diamond (4 × 4 × 4 birim hücre), %90,35 gözenekli Gyroid (6 × 6 × 6 birim hücre) ve %87,85 gözenekli Primitive (10 × 10 × 10 birim hücre) geometriler, 40-60-80 m³ /h (0,9-1,36-1,8 m/s) debilerde incelendi. Her hız noktasında ısı transferi Q̇, Nusselt sayısı Nu, ısıl etkinlik ε, basınç düşümü ΔP, sürtünme katsayısı f ve j/f oranı hesaplandı. Diamond, tüm debilerde en yüksek Q̇ ve Nu'yu sağladı, ε değerini 0,75- 0,77 bandında korudu; ΔP ile f değerleri Gyroid'den bir miktar düşük kalırken j/f oranı en yüksek çıktı. Gyroid, Diamond'dan daha az Q̇ ve Nu verirken ε'yi 0,52-0,56 aralığında tuttu; ΔP ve f, Diamond'dan daha yüksek fakat Primitive'den belirgin ölçüde düşük gerçekleşti fakat ağ- imalat süreçlerinde en sorunsuz geometri oldu. Primitive, en düşük Q̇, Nu ve ε (0,32-0,40) değerleri ile en yüksek ΔP ve f'yi üreterek hem ısı transferi hem de basınç düşümü açısından geride kaldı. Tüm bu sonuçları genel kapsamda düşünecek olursak yüksek enerji geri kazanımı ve düşük basınç düşümü hedefleniyorsa Diamond, üretim kolaylığı ve dengeli performans hedefleniyorsa Gyroid geometrileri tercih edilmelidir. Fakat özel durumlar hedefleniyorsa Primitive geometri tercih konusu olmalıdır.



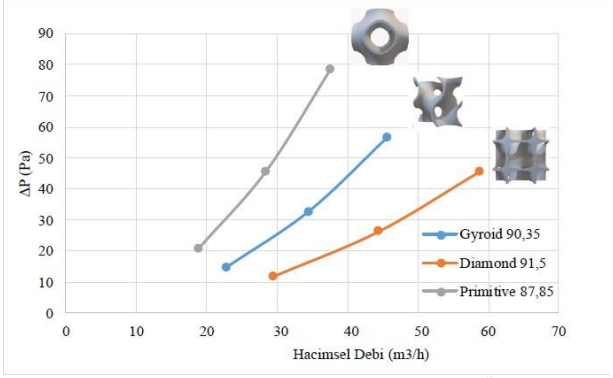
Şekil 17: Hacim Akış Hızına Göre Gerçek Isı Transfer Oranının Değişimi



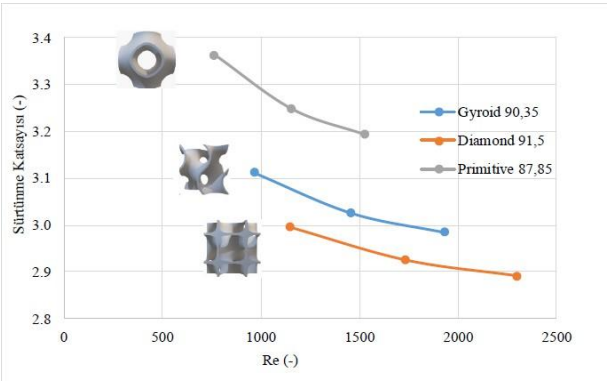
Şekil 18: Değişen Hacim Akış Hızları Altında Termal Verimlilik



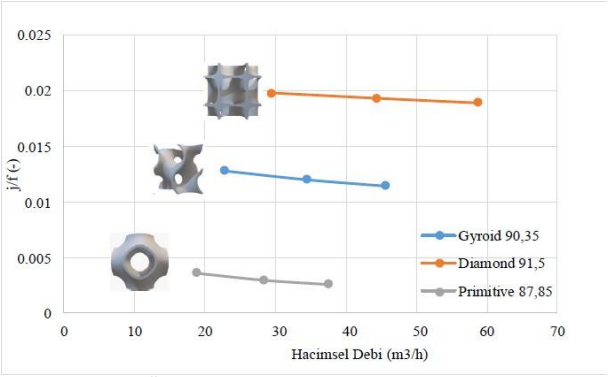
Şekil 19: Modellerin Artan Reynolds Sayılarında ve Nusselt Sayıları



Şekil 20: Hacim Akış Oranlarında Basınç Düşüş Özellikleri



Şekil 21: Sürtünme Faktörünün Reynolds Sayısına Bağımlılığı



Şekil 22: Ölçülen Reynolds Sayılarında Sürtünme Faktörlerinin Ayrıntılı Karşılaştırması

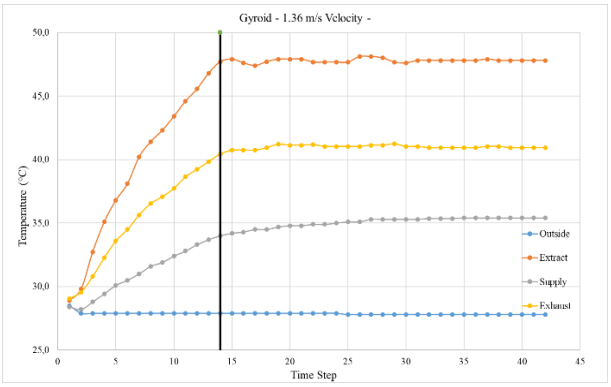
Grafik sonuçları, ısıl transfer–basınç kaybı dengesinde Diamond'ın açık ara en yüksek performansı sunduğunu, Gyroid'in biraz daha düşük ısıl verime karşın hidrolik direnci makul düzeyde tutarak üretim ve işletimde en dengeli seçenek olduğunu, Primitive'in ise her iki ölçütte geride kaldığını gösteriyor. Dolayısıyla yüksek enerji geri kazanımı öncelikli uygulamalarda Diamond; imalat kolaylığı ve kabul edilebilir ısıl-hidrolik davranış arayan kompakt sistemlerde Gyroid tercih edilmeli; özel tasarım sınırlarının belirleyici olduğu niş durumlarda ise Primitive değerlendirilebilir.

Deneysel Bulgular

Deney düzeneği (Şekil 50) kurulurken sensörler eşanjöre olabildiğince yakın yerleştirildi; her çalışmada TS EN 308'e göre iç-dış kaçak testi yapıldı ve sızıntı oranı %3'ün altında gözlemlendi. PLC'ye bağlı ekrandan, sıcak hatta Extract-Exhaust ve soğuk hatta Outdoor-Supply noktalarından gelen sıcaklıklar 15 s aralıklarla izlendi; aynı dört konumda basınç, sistem termal dengeye varmadan önce ve sonra kaydedildi. Veri güvenilirliğini artırmak için her akış hattında eşanjöre olabilen en yakın noktalara sensörler yerleştirildi. Hız profilleri boru içi kesit alanı 5 farklı noktadan ölçümler alınarak çıkartıldı; bu koşullarda Reynolds sayısı 7600-12400 aralığında hesaplanıp türbülans rejiminde kaldı. Debi belirlemede en fazla %4 sapma görüldü; bu oran, fanlara PLC üzerinden verilebilecek en küçük adım değişiklikleri denenerek belirlendi.

Tablo 5: Gyroid Modeline ait Deneysel, Teorik Bulgular ve Sapma Miktarları

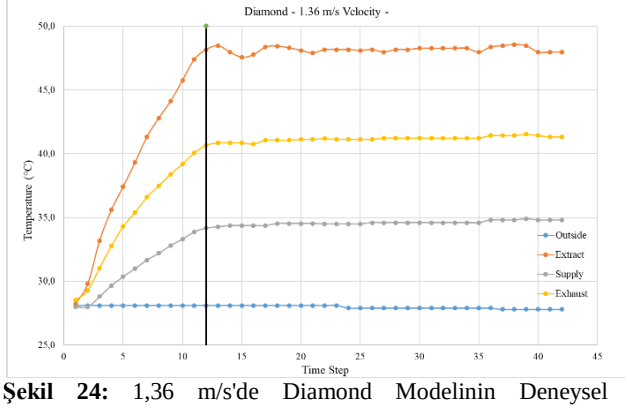
Gyroid						
	Deneysel Bulgular		Teorik Bulgular		Sapma (%)	
Hız (m/s)	Tc_çıkış (°C)	Th_çıkış (°C)	Tc_çıkış (°C)	Th_çıkış (°C)	Soğuk	Sıcak
0.9	35.4	40.3	37.4	37.2	**5.35**	**7.69**
1.36	35.4	41	37	38.2	**4.32**	**6.83**
1.8	35.4	41.3	36.8	39.1	**3.80**	**5.33**



Şekil 23: 1,36 m/s'de Gyroid Modelinin Deneysel Çıktılarının Ortalama Grafiği

Tablo 6: Diamond Modeline ait Deneysel, Teorik Bulgular ve Sapma Miktarları

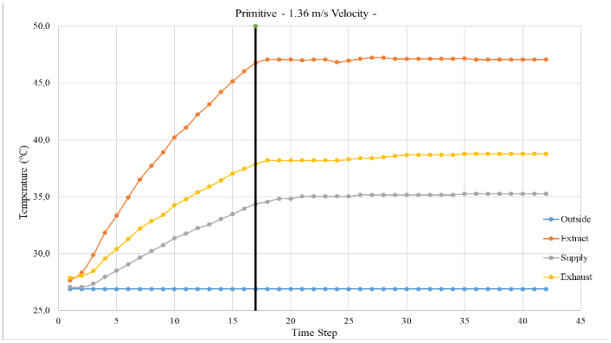
Diamond						
	Deneysel Bulgular		Teorik Bulgular		Sapma (%)	
Hız (m/s)	Tc_çıkış (°C)	Th_çıkış (°C)	Tc_çıkış (°C)	Th_çıkış (°C)	Soğuk	Sıcak
0.9	36	42	38.1	39.1	**5.51**	**6.90**
1.36	34.5	41.1	36.3	38.7	**4.96**	**5.84**
1.8	33.7	40.4	34.8	38.3	**3.16**	**5.20**



Şekil 24: 1,36 m/s'de Diamond Modelinin Deneysel Çıktılarının Ortalama Grafiği

Tablo 7: Primitive Modeline ait Deneysel, Teorik Bulgular ve Sapma Miktarları

Primitive						
	Deneysel Bulgular		Teorik Bulgular		Sapma (%)	
Hız (m/s)	Tc_çıkış (°C)	Th_çıkış (°C)	Tc_çıkış (°C)	Th_çıkış (°C)	Soğuk	Sıcak
0.9	35.5	38.9	34.35	39.37	**3.33**	**1.20**
1.36	35.1	38.6	33.36	40.43	**5.22**	**4.74**
1.8	36.3	39.4	33.51	41.92	**8.32**	**6.00**



Şekil 25: 1,36 m/s'de Primitive Modelinin Deneysel Çıktılarının Ortalama Grafiği

SONUÇ

Bu çalışma, merkezi olmayan havalandırma uygulamaları için Üç Yönlü Periyodik Minimal Yüzey (ÜYPMY) geometrisi tabanlı reküperatif ısı değiştiricinin tasarımını, analizini, üretimini ve deneysel değerlendirmesini kapsamaktadır. Gyroid, Diamond ve Primitive yapıları üzerinde ayrıntılı hesaplamalı akışkanlar dinamiği (HAD) çalışmaları, kapsamlı örgü-bağımsızlık testleri ve deneysel doğrulamaları gerçekleştirilmiş; dört farklı gözeneklilik değerine sahip modeller kendi geometrileri içinde kıyaslanarak en iyi performans verenler seçilmiş ve aralarında karşılaştırma yapılmıştır. HAD uygulamalarında düzenlenebilirlik, örgü oluşturma ve analiz zorluğu, eklemeli imalata uygunluk, baskı temizliği ve birleştirme kolaylığı, deneysel sıcaklık-basınç çıktıları gibi ölçütlere göre yapılan karşılaştırmada; 1 en kötü 3 en iyi puan olacak şekilde puanlandırıldığında Gyroid 16 puanla en yüksek skoru alarak hem üretim kolaylığı hem de geometri kararlılığı açısından en uygun seçenek olmuştur. Karmaşık kanalları nedeniyle imalat ve analizde güçlük çıkaran Diamond 11 puanda kalırken, üretim pratikliği ve sıcaklık performansı iyi olsa da teorik tutarlılık ve basınç kaybı bakımından geride kalan Primitive 15 puan toplamıştır.

Deneylerde Gyroid modelinin tüm giriş hızlarında düşük sürtünme katsayısı ve yüksek ısı geçiş katsayısı sergilemesi, bu geometrinin merkezi olmayan havalandırma sistemlerinde hem üretim kolaylığı hem de çalıştırma güvenilirliği yönünden büyük avantaj sağlayacağını göstermiştir. ASHRAE 62.1-2022'ye göre

35 m²'lik bir sınıf için gereken 550 m³/h maksimum debiyi karşılayacak geleneksel plaka eşanjörünün yaklaşık 600 × 600 × 600 mm boyutunda olacağı hesaplanmıştır. Aynı boyutlara ölçeklenen Gyroid geometrinin yüzey alanı 13,49 m²'ye erişmekte, bu da geleneksel plaka tipine kıyasla yaklaşık dört-beş kat fazladır. Türbülanslı rejimin olumlu etkisiyle birlikte ÜYPMY eşanjörünün enerji verimini teorik olarak artırma potansiyeli ortaya konmuştur.

Sonuç olarak Gyroid tabanlı ÜYPMY ısı eşanjörlerinin yüksek imal edilebilirlik, üstün enerji verimi ve geometri kararlılığı sunduğu açıkça kanıtlanmıştır. Gelecek çalışmalarda, HAD analizleri ve deneysel doğrulamalar genişletilerek ÜYPMY geometrilerinin daha büyük ölçekli uygulamalarda performans optimizasyonuna ve doğrulamasına odaklanılması önerilmektedir.

Tablo 5: Modellerin Farklı Parametrelerdeki Karşılaştırmalı Performansları

	Gyroid	Diamond	Primitive
HAD Uygulamalarında Geometri Düzenleme	3	1	2
Ağ Örgüsü ve Analiz	3	1	2
Eklemeli Üretim	2	1	3
Model Temizleme ve Yapıştırma	2	1	3
Teorik Hesaplama	2	3	1
Deneysel Sıcaklık Çıktıları	2	1	3
Deneysel Basınç Düşümü Çıktıları	2	3	1
Toplam Puan	**16**	**11**	**15**

SEMBOLLER

a	Termal geçirgenlik	$[m^2/s]$
ΔP	Basınç kaybı	$[Pa]$
μ	Dinamik viskozite	$[kg/ms]$
ρ	Yoğunluk	$[kg/m^3]$
A	Alan	$[m^2]$
A_s	Yüzey alanı	$[m^2]$
A_c	Kesit alanı	$[m^2]$
A_p	Spesifik alan	$[m^2/m^3]$
c_p	Spesifik ısı kapasitesi	$[J/kgK]$
d_h	Hidrolik çap	$[m]$
d_p	Partikül çapı	$[m]$
f	Sürtünme faktörü	$[= \frac{\Delta P}{\frac{1}{2} * V^2 * \rho * \frac{L}{d_h}}]$
L	Uzunluk	$[m]$
h	Isı transfer katsayısı	$[W/m^2K]$
k	Termal iletkenlik	$W/mK]$
U	Genel ısı transfer katsayısı	$[W/m^2K]$
Nu	Nusselt sayısı	$[= a * Re^b * \Pr^{1/3}]$
Pr	Prandtl sayısı	$[= \frac{c_p \mu}{\lambda}]$
Re	Reynold's sayısı	$[= \frac{\rho * V * d}{\mu}]$
$\dot{Q}$	Isı transferi hızı	$[W/s]$
t	Duvar kalınlığı	$[mm]$
T	Sıcaklık	$[K, C]$
$\dot{m}$	Kütle akış hızı	$[kg/m^3]$
V	Hız	$[m/s]$
F_v	Havanın uyguladığı basınç miktarı	$[Pa]$
FV^2	Sıvının uyguladığı	basınç mik. $[Pa]$

TEŞEKKÜR

Bu süreçte yanımızda olan ailelerimize, arkadaşlarımıza ve yolumuzu aydınlatan değerli danışmanımız Doç. Dr. Ziya Haktan Karadeniz'e en içten teşekkürlerimizi sunarız. Destekleriyle projemize katkıda bulunan Arş. Gör. Ahmetcan Yetiş, Arş. Gör. Osmancan Denizli, Alper Mete Genç ve Ongun Ege Değer'e minnettarız.
Bu proje, yalnızca teknik bir çalışma değil; dostluk, emek ve iş birliğinin bir ürünü olmuştur.

KAYNAKLAR

International Energy Agency. (2024). *Electricity 2024: Executivesummary*.https://www.iea.org/reports/electricit y-2024/executive-summary

Natural Resources Canada's Office of Energy Efficiency

R. Mittal, R. Ni, J.-H. Seo, The flow physics of COVID-
19. J. Fluid Mech. 894,F2(2020).

Dilberoglu, U. M., Gharehpapagh, B., Yaman, U., & Dolen, M. (2017). The role ofadditive manufacturing in the era of industry 4.0. Procedia Manufacturing, 1,545- 554.

Karadeniz, Z.H. 2019. "İklimlendirme Sistemlerinde 3d Eklemeli ÜretimUygulamaları" 14. Ulusal Tesisat Mühendisliği Kongresi, 17-20 Nisan, İzmir.

Ayar, O., Yalçınkaya, M. A., Karadeniz, Z. H., Gezgin, E. 2017. "Isı Geri KazanımlıHavalandırma Cihazları İçin 3 Boyutlu Yazıcı ile Üretilebilecek Isı DeğiştiriciTasarımı ve İmalatı" 13. Ulusal Tesisat Mühendisliği Kongresi, 19- 22 Nisan, İzmir.

Thompson, M. K., Moroni, G., Vaneker, T., Fadel, G., Campbell, R. I., Gibson, I., ...& Martina, F., 016. "Design for Additive Manufacturing: Trends,Opportunities,considerations, and constraints", CIRP annals: manufacturingtechnology, 65(2), 737-760.

Dilberoglu, U. M., Gharehpapagh, B., Yaman, U., & Dolen, M. (2017). The role ofadditive manufacturing in the era of industry 4.0. Procedia Manufacturing, 11, 545-
554.

Danayat, S. S. (2019). Investigating 3-D Printed Polymer Heat Exchanger (Doctoraldissertation, Arizona State University).

A. Panesar, et al., Strategies for functionally graded lattice structures derived usingtopology optimisation for additive manufacturing, Addit. Manuf. 19 (2018) 81–94.

Catchpole-Smith, S., Sélo, R. R. J., Davis, A. W., Ashcroft, I. A., Tuck, C. J., & Clare,A.(2019). Thermal conductivity of ÜYPMY lattice structures manufactured

via laserpowder bed fusion. Additive Manufacturing, 30, 100846.

Xu, Z., Wang, Q., & Li, J. (2017). Modeling porous structures with fractal roughtopography based on triply periodic minimal surface for additive manufacturing.*Rapid Prototyping Journal*, *23*(2), 257-
272.

Jayswal, A., & Adanur, S. (2022). Journal of Industrial Textiles, 52.doi:10.1177/15280837221114638

Kaur, I., & Singh, P. (2021). Numerical Heat Transfer, Part A: Applications, 79(8),553–569. doi:10.1080/10407782.2021.1872260

Michielsen, K., & Stavenga, D. G. (2007). Journal of The Royal Society Interface,5(18), 85–94. doi:10.1098/rsif.2007.1065

Peng, H., Gao, F., & Hu, W. (1970). Design, Modeling and Characterization on TriplyPeriodic Minimal

Piedra, S., Gómez-Ortega, A., & Pérez-Barrera, J. (2023). Prediction of FlowProperties of Porous Triply Periodic Minimal Surface (ÜYPMY) Structures. Retrievedfrom https://www.mdpi.com/2311-5521/8/12/312

Iyer, J., Moore, T., Nguyen, D., Roy, P., & Stolaroff, J. (2022). Heat transfer and pressure drop characteristics of heat exchangers based on triply periodic minimal andperiodic nodal surfaces. Applied Thermal Engineering, 209, 118192.

L. Morawksa, Droplet fate in indoor environments, or can we prevent the spread of infection? Indoor Air 16, 335– 347 (2006).

J. W. Galusha, L. R. Richey, J. S. Gardner, J. N. Cha, and

M. H. Bartl, "Discovery of a diamond-based photonic crystal structure in beetle scales," Phys. Rev. E, vol. 77,no. 5, p. 050904, 2008.

Deng, Y., & Mieczkowski, M. (1998). Protoplasma, 203(1–2), 16–25.doi:10.1007/bf01280583

Çengel, Y. A., & Ghajar, A. J. (2015). Heat and mass transfer: Fundamentals andapplications (5th ed.). McGraw-Hill Education.

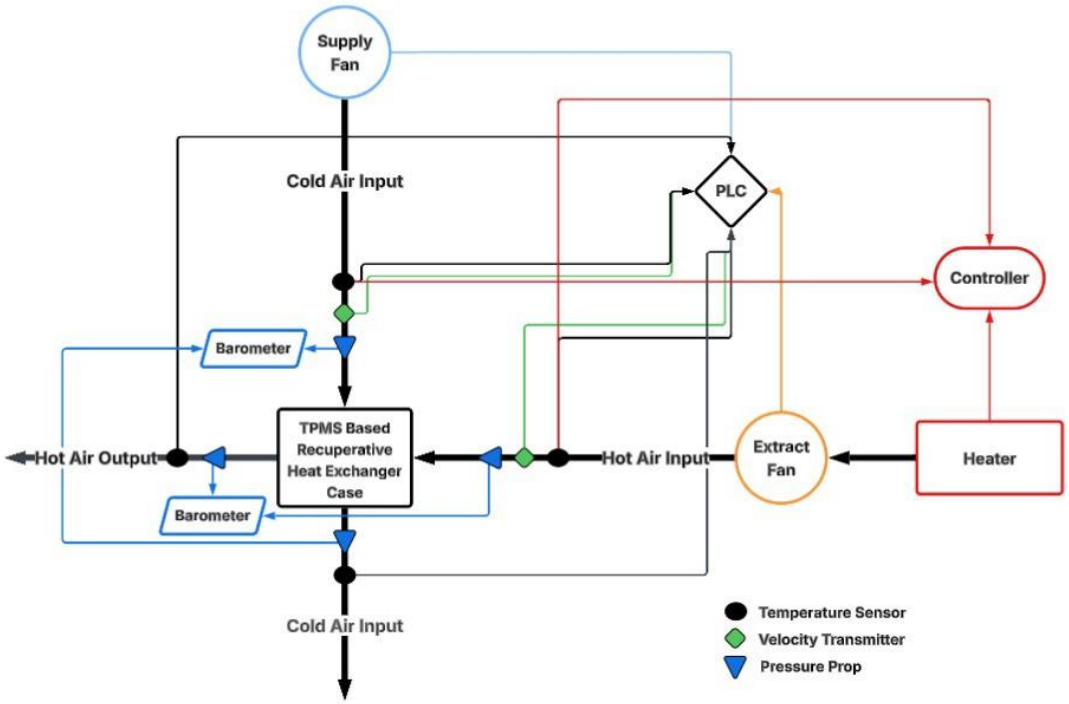
Genç, A. M. (2024). *Integration of triply-periodic minimal surface heat exchangersto heat recovery ventilation systems / Üç yönlü periyodik minimal yüzeylerden oluşanısı değiştiricilerin ısı geri kazanımlı havalandırma sistemlerine entegrasyonu*[Doktora tezi, İzmir Katip Çelebi Üniversitesi]. YÖK Ulusal Tez Merkezi.

Fu, Y., Bao, J., Wang, C., Singh, R. K., Xu, Z., & Panagakos, G. CFD Study ofCountercurrent Flow in Triply Periodic Minimal Surfaces with CO2BOL Solvent.2019. Pacific Northwest National Lab.(PNNL), Richland, WA (United States).

Xu, H. J., Gong, L., Zhao, C. Y., Yang, Y. H., & Xu, Z.
G. (2015). Analytical considerations of local thermal non- equilibrium conditions for thermal transport in metal foams. International Journal of Thermal Sciences, 95, 73-87.

United Nations. (n.d.). The 17 goals. United Nations Sustainable Development Goals.

EK



Şekil 26: Deney Düzeneğinin Şematik Diyagramı

EFFECT OF CURVED ENCLOSURE WALL DESIGN ON PCM MELTING IN LATENT HEAT STORAGE UNITS

Tunahan Budak*, Çağatay Yıldız*,†, Müslüm Arıcı*,†
*Mechanical Engineering Department, Engineering Faculty, Kocaeli University, 41001, Kocaeli, Türkiye,
tunahan.bd@outlook.com, cagatayyildiz01@gmail.com, muslumarici@gmail.com
† International Joint Laboratory on Low-Carbon and New Energy Nexus Research and Development, Kocaeli University, 41001, Kocaeli, Türkiye

Abstract: In this study, the melting behavior of coconut oil as a phase change material (PCM) in a latent heat thermal energy storage unit was numerically analyzed. A reference square cavity with a flat upper wall was modified into three different dome-shaped enclosures to examine the effect of top boundary geometry on heat transfer and melting performance. Two-dimensional transient simulations were carried out using the enthalpy–porosity method in a finite volume-based commercial solver. The numerical model was validated against experimental data from the literature, showing good agreement in the evolution of the liquid fraction. All cavities were designed to have equal volume to maintain consistent PCM amount across cases, ensuring a fair comparison. The left and right walls of the enclosure were maintained at constant cold and hot temperatures, respectively. The results showed that dome-shaped upper boundaries significantly enhanced natural convection, leading to improved thermal mixing and faster melting. At t=45 min, the highest dome case (Case 4) reached a liquid fraction of 0.80, while the other enclosures had liquid fraction values of 0.77 (Case 3), 0.75 (Case 2), and 0.73 (Case 1), respectively. The velocity and temperature contours confirmed that curved top geometries promoted stronger vertical flow and reduced thermal stratification. These findings demonstrate that dome-shaped designs can be an effective passive approach to enhance the melting rate and thermal performance in PCM-based storage systems.
Keywords: Dome-shaped enclosure, Phase change material, Latent heat storage, Coconut oil, Thermal energy storage.

Gizli Isı Depolama Ünitelerinde Kavisli Duvarın Faz Değiştiren Malzemelerin Erime Sürecine Etkisi

Özet: Bu çalışmada, gizli ısı depolama ünitesinde faz değişim malzemesi (PCM) olarak kullanılan Hindistan cevizi yağının erime davranışı sayısal olarak incelenmiştir. Düz üst duvara sahip referans kare kesitli bir kavite, üst sınır geometrisinin ısı transferi ve erime performansına etkisini araştırmak amacıyla üç farklı kubbe biçimli kaviteye dönüştürülmüştür. İki boyutlu, zamana bağlı simülasyonlar, sonlu hacimler yöntemine dayalı ticari bir çözücüde entalpi–porozite yöntemi kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Sayısal model, literatürdeki deneysel veriler ile doğrulanmış ve sıvı oranının zaman içindeki değişiminde iyi bir uyum göstermiştir. Tüm kaviteler, her durumda aynı miktarda PCM olacak şekilde eşit hacimde tasarlanmış ve böylece adil bir karşılaştırma sağlanmıştır. Kavitelerin sol ve sağ duvarları sırasıyla sabit soğuk ve sıcak sıcaklıklarda tutulmuştur. Sonuçlar, kubbe biçimli üst duvarların doğal taşınımı önemli ölçüde artırarak daha iyi termal karışım ve daha hızlı erime sağladığını göstermiştir. En yüksek kubbeye sahip olan Case 4'ün sıvı oranı %80'e ulaştığında, diğer kaviteler kısmen katı halde kalmış ve sıvı oranları Case 3'te %77, Case 2'de %75 ve Case 1'de %73 olarak hesaplanmıştır. Hız ve sıcaklık alanı analizleri, kavisli üst geometrilerin daha güçlü dikey akış oluşturduğunu ve termal tabakalaşmayı azalttığını doğrulamıştır. Bu bulgular, kubbe biçimli tasarımların PCM tabanlı depolama sistemlerinde erime hızını ve termal performansı artırmak için etkili bir pasif yöntem olabileceğini ortaya koymaktadır.
Anahtar Kelimler: Kubbe biçimli kavite, Faz değiştiren malzeme, Gizli ısı depolama, Hindistan cevizi yağı, Isıl enerji depolama.

INTRODUCTION

Thermal energy storage (TES) systems are vital for efficient utilization of intermittent renewable energy sources such as solar power. Among various TES techniques, latent heat storage using phase change materials (PCMs) has gained considerable attention due to its high energy density and near-isothermal operation during charging and discharging [1]. PCMs can absorb and release large amounts of latent heat upon melting and solidification; however, many organic PCMs have very low thermal conductivity [1], which severely limits heat transfer rates. This natural limitation makes pure PCM systems respond slowly to temperature changes, emphasizing the need to improve heat transfer methods in latent heat storage units.

During the melting process of a PCM inside an enclosure, heat transfer is initially dominated by conduction through the solid phase, but as melting progresses, buoyancy-driven natural convection in the liquid phase becomes the primary mode of heat transport [2]. In high-Prandtl number PCMs, intensification of these natural convection currents can markedly accelerate the melting rate. To overcome the low thermal conductivity of PCMs, numerous enhancement strategies have been investigated. Notably, the use of extended surfaces or fins attached to heat transfer surfaces has been studied as a means to increase thermal conductivity and speed up melting and solidification processes [3], [4]. Other approaches include embedding high-conductivity porous matrices or metal foams [5], adding nanoparticles or carbon-based additives [6], all aimed at improving effective thermal conductivity within the PCM. While these methods can significantly improve performance, they often introduce additional complexity or cost. By contrast, passive geometric modifications of the PCM container itself can be also considered as a heat transfer enhancement technique. In particular, altering the enclosure shape, for example, incorporating a dome-shaped surface, remains largely unexplored, even though such modifications could influence natural convection patterns and enhance melting performance.

In this context, the present work conducts a numerical exploration of a latent heat TES unit utilizing coconut oil as the PCM, contained in a two-dimensional enclosure with a modified dome-shaped upper wall. A computational fluid dynamics (CFD) model is established in ANSYS Fluent, and the enthalpy-porosity method is taken into account to simulate the solid–liquid phase change process. Three different dome-shaped configurations are analyzed, along with a baseline case with a flat top wall to evaluate the influence of dome-shaped geometry on natural convection and melting behavior. The goal of this work is to evaluate the effect of three different dome-shaped configurations on the melting rate and thermal performance of the PCM-based thermal storage unit, in a comparative way with respect to a standard square cross-section LHTES unit as reference case.

MATERIAL AND METHOD

Problem Description

The schematic representations of the enclosures considered are illustrated in Figure 1. The reference case is a square cavity of 50 mm × 50 mm, while other cases include rectangular geometries with different dome-shaped top walls.

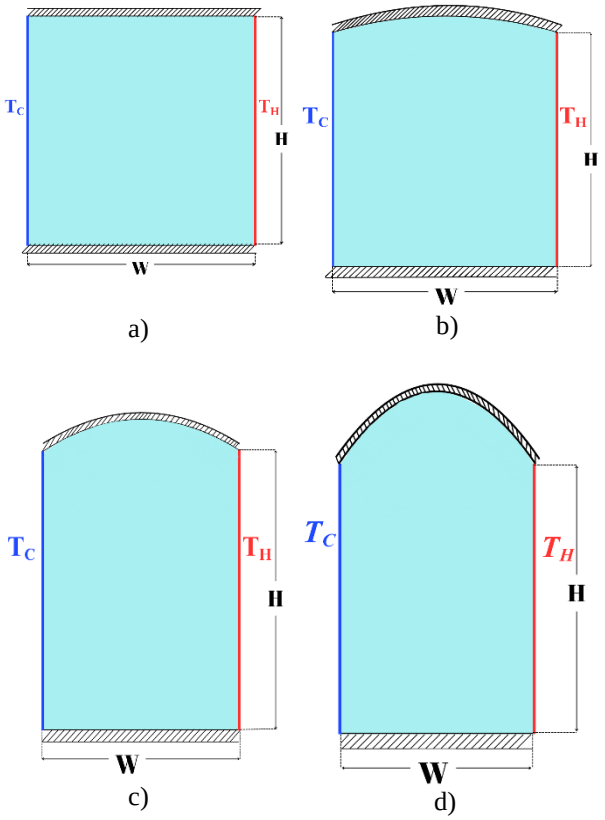


Figure 1. Schematic representation of the enclosures investigated, a) Case 1, b) Case 2, c) Case 3 and d) Case 4

The top boundary of the cavity was modified to form a dome shaped in three different cases, maintaining the same total mass of the PCM inside the enclosure, i.e., all four enclosures have the same amount of PCM to provide a fair comparison of melting behavior. Three quadratic dome profiles are used to define the geometrical shape of the top wall in Cases 2, 3, and 4, which are represented by Equations (1), (2), and (3), respectively, where the units of all the terms in the equations are considered in mm.

$$y = 18.75\left(1 - \left(\frac{2(x-20)}{40}\right)^2\right) + 50 \quad (1)$$

$$y = 12.21\left(1 - \left(\frac{2(x-21.5)}{43}\right)^2\right) + 50 \quad (2)$$

$$y = 6.52\left(1 - \left(\frac{2(x-23)}{46}\right)^2\right) + 50 \quad (3)$$

The right wall of the cavity is kept at relatively higher constant temperature, T_H=327.5 K, whereas the left one is kept at a colder temperature, T_C=296.5 K. The remaining walls of the enclosures, namely the bottom and the top (dome), are considered adiabatic. In order to maintain the same enclosure volume, the width (*W*) of the cavity is varied, while the height of the thermally conditioned wall (*H*) is kept constant, and the cavity widths for each case are given in Table 1.

Table 1 Geometrical configurations and corresponding heat flux values for each case

	H × W [mm]	**Top geometry**
Case 1	50 × 50	Flat (reference)
Case 2	50 × 46	Low dome
Case 3	50 × 43	Medium dome
Case 4	50 × 40	High dome

The PCM used in the present work is coconut oil of which the thermophysical properties are given in Table 2, regarding its phase.

Table 2. Thermophysical properties of coconut oil [7]

Property	Coconut Oil	
	Solid	Liquid
$\rho\ (kg/m^3)$	920	918
$\mu\ (Pa \cdot s)$	-	0.0268
$c_p\ (J/kg\ K)$	3750	1670
$k\ (W/m\ K)$	0.166	
$\beta\ (1/K)$	0.7×10^{-3}	
$h_f\ (J/kg)$	103000	
$T_{solidus}\ (K)$	296.5	
$T_{liquidus}\ (K)$	297.5	

Mathematical Model

The phase change heat transfer was modelled using the enthalpy–porosity method, which is commonly employed for solidification/melting problems. In this formulation, the governing equations for mass, momentum, and energy conservation are solved over the entire domain, with the phase change accounted for through an enthalpy term and a momentum source. The conservation of mass is expressed by the continuity equation for incompressible flow ensuring volume continuity. The momentum conservation is given by the unsteady Navier–Stokes equations under buoyant flow conditions.

The following assumptions were adopted in the mathematical modelling of the melting process:

1. The flow of the melted PCM is laminar and the PCM is treated as an incompressible Newtonian fluid.
2. Buoyancy-driven natural convection in the melt is modelled using the Boussinesq approximation for density variation.
3. Constant thermophysical properties were used for each phase of the PCM, based on values from literature for coconut oil. The specific heat capacity c_p was taken to change linearly within the solid and liquid values during melting process.

Conservation of continuity, momentum, and energy equations are expressed by Equations (4) to (7), respectively:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \left(\vec{\nabla} \cdot \rho \vec{V}\right) = 0 \quad (4)$$

$$\rho\left[\frac{\partial u}{\partial t} + \left(\vec{V} \cdot \nabla\right)u\right] = -\frac{\partial p}{\partial x} + \mu \nabla^2 u + S_x \quad (5)$$

$$\rho\left[\frac{\partial v}{\partial t} + \left(\vec{V} \cdot \nabla\right)v\right] = -\frac{\partial p}{\partial y} + \mu \nabla^2 v + \rho g \beta (T - T_r) + S_y \quad (6)$$

$$\rho \frac{\partial H}{\partial t} + (\rho u \cdot \nabla H) = \nabla \cdot (k \nabla T) \quad (7)$$

where p, μ, ρ, β, and g respectively denote the pressure, dynamic viscosity, density, thermal expansion coefficient and gravitational acceleration; k is the thermal conductivity; S stands for the source term; and H represents the total enthalpy incorporating both sensible and latent heat components. Besides, $\dot{V}$ and T represent the velocity vector and temperature, respectively, while the subscript *r* means reference.

The source term in the momentum equation is the damping term for the velocity in mushy (partially solid) zones applied to each velocity component, which is expressed by Equations (8) and (9).

$$S_x = A_{mushy} \frac{(1-\lambda)^2}{\lambda^3 + \varepsilon} u \quad (8)$$

$$S_y = A_{mushy} \frac{(1-\lambda)^2}{\lambda^3 + \varepsilon} v \quad (9)$$

Here, λ is the liquid fraction, and ε is a constant small number to prevent division by zero. The mushy zone constant, which usually has values ranging from 10^4 to 10^7 kg/m^{3}s in the literature[8][9], is denoted by A_{mushy}. Values between 10^5 and 10^6 kg/m^{3}s for the mushy zone constant have been reported in the literature to yield stable and

reliable predictions for phase change simulations comparable to this work [10].

Numerical Method and Solution Procedure

Simulations were carried out on the finite-volume-based solver ANSYS Fluent 2020R2. The SIMPLE algorithm was used for coupling of pressure–velocity, and the discretization of momentum and energy equations was handled by second order upwind scheme. Interpolation of pressure was considered by PRESTO! scheme. Time integration was taken into account by a second-order implicit scheme. The convergence criterion was set to residuals below 10^{-6} for all equations.

Model Validation

To verify the numerical procedure, the simulation outcomes were compared to published experimental data [3]. This benchmark involved melting of a PCM in a vertical rectangular cross-section enclosure with one vertical wall held at 70 °C and the other walls adiabatic. The temporal variation of liquid fraction was plotted and compared to the experimental measurements in Figure 2.

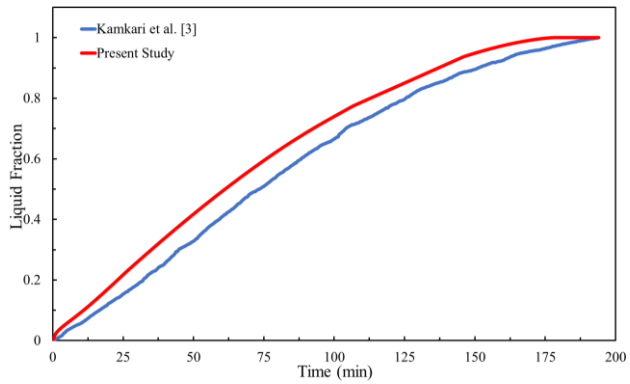


Figure 2. Validation results for liquid fraction with Kamkari et al. [3].

The numerical and experimental liquid-fraction curves agreed closely throughout the melting process, with a maximum discrepancy within the limit of 10%, primarily attributed to the unmodeled warm-up delay as well as environmental impacts in the experiment.

Grid and Time Step Size Independence Tests

Grid and time-step independence studies were carried out to guarantee the results being independent from grid and time step size. Three different mesh structures with different element sizes were tested on Case 4, which are namely a uniform quadrilateral mesh with element sizes of 0.30 mm, 0.35 mm, and 0.4 mm (Figure 3). The mesh structure with an element size of 0.35 mm was selected for all reported simulations to balance accuracy and computational cost.

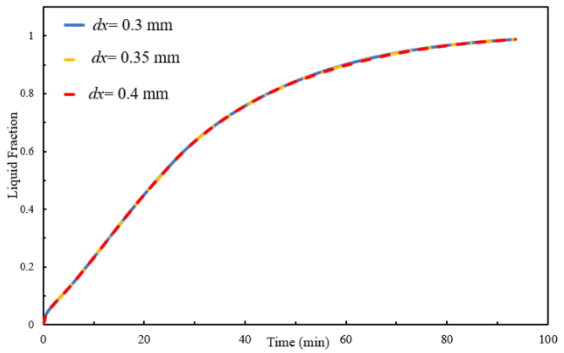


Figure 3. Mesh independence test results.

Similarly, three different time-step sizes were tested, which are 0.05 s, 0.075 s, and 0.1 s (Figure 4). A time step of 0.1 s was chosen because it provided stable and converged results with reasonable time resolution and computational cost.

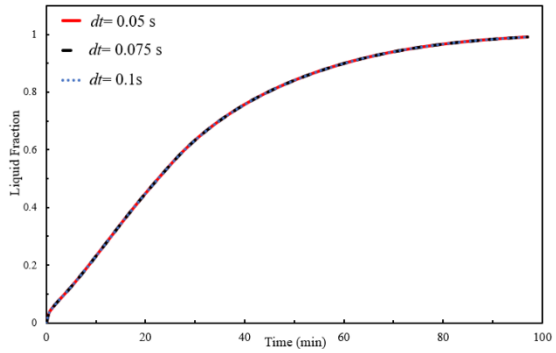


Figure 4. Outcomes of time step size independence test.

RESULTS AND DISCUSSION

Flow Structure

The velocity contours at *t*=15, 35, and 90 min depicted in Figure 5 show the development of natural convection in the reference square cavity and the dome-shaped enclosures over time. The overall melting process was completed in about 96 minutes in the cases investigated. At *t*=15 min, the flow is just starting to form. In all cases, the motion is mostly near the heated right wall. However, Case 4, which has the highest dome, shows a much stronger and more vertical circulation. The other cases have weaker and smaller flow patterns. At *t*=35 min, natural convection becomes stronger. In the dome cases, the curved top wall helps the hot fluid rise more effectively and move across a wider area. In contrast, in Case 1, the flat top still shows a limited and shallow flow, with less movement near the upper part. At *t*=90 min, as most of the PCM has melted, the flow becomes relatively weaker in all cases. Still, relatively stronger circulation remains in the dome-shaped cavities, particularly in Case 4. Meanwhile, Case 1 shows almost no flow near the top region. These results suggest more curvaceous dome shapes help maintain stronger natural convection during melting. This leads to better mixing and more efficient heat transfer throughout the process.

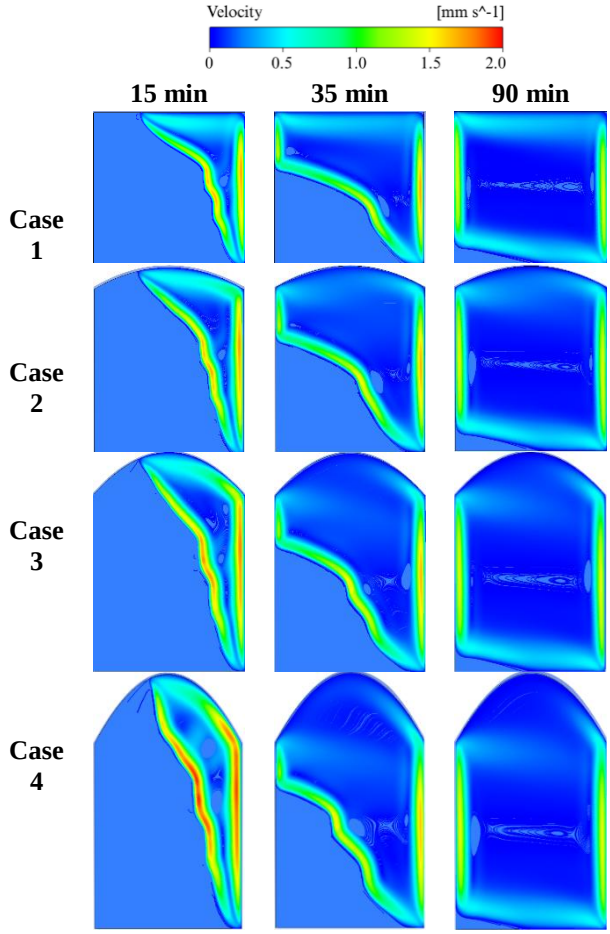


Figure 5. Streamline contours of Case 1, Case 2, Case 3, and Case 4 at various times.

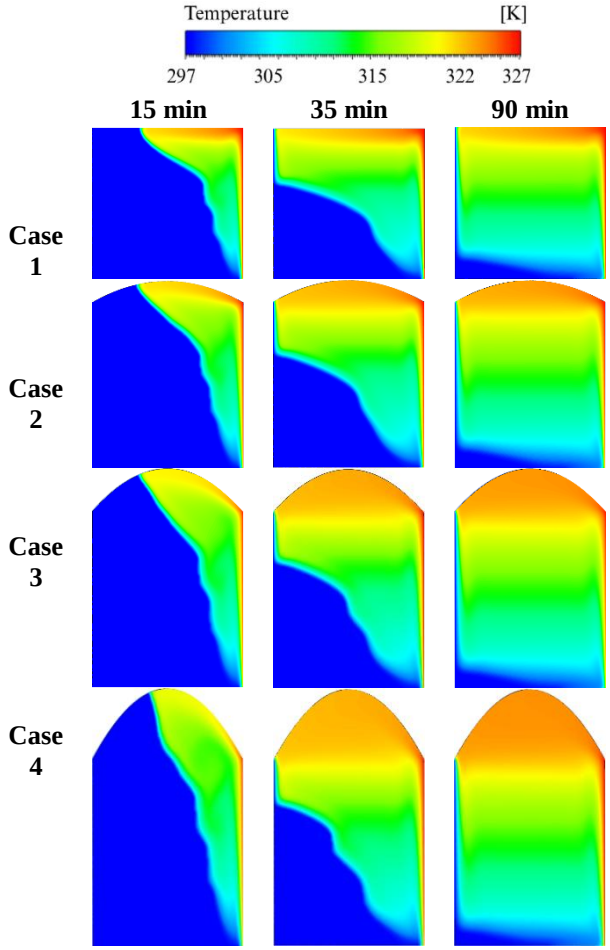


Figure 6. Temperature contours of Case 1, Case 2, Case 3, and Case 4 at various times.

Temperature Distribution

Temperature contours at t=15, 35, and 90 min given in Figure 6 show the temperature distribution during the melting process for all cases. At t=15 min, the temperature increase is mostly concentrated in the area near the heated right wall in all configurations. Heat transfer is mainly driven by conduction in this stage of the process, and differences in temperature gradients between the cases are minimal. At t=35 min, dome-shaped cavities begin to show larger high-temperature zones compared to the flat one. In Cases 3 and 4, the warm region extends higher into the cavity, especially toward the dome area, indicating stronger natural convection. On the other hand, Case 1 shows a more layered pattern with cooler regions near the top. At t=90 min, all cavities are significantly heated, but the temperature is more evenly distributed in the dome-shaped enclosures. Case 4, in particular, reaches high temperatures at the dome apex, showing that the curved ceiling helps maintain effective convection and mixing. The flat cavity still shows relatively cooler areas in the upper part. These results confirm that dome geometries support effective thermal mixing, which helps improve heat transfer performance during melting.

Liquid Fraction Contours

Liquid fraction contours at t = 15, 35, and 90 minutes are presented in Figure 7, showing the phase change progression in all cavity configurations. At t = 15 minutes, a significant amount of melting is already observed near the heated wall, especially in the dome-shaped enclosures. During this stage, the process is primarily driven by thermal conduction, because buoyancy-induced convection has not yet fully developed, as previously deduced from velocity and temperature contours. This conduction-dominant behavior is typical at the early stages of PCM melting. The liquid region is relatively narrow and similar across cases, but dome-shaped enclosures, especially Case 4, already begin to show slightly faster melting. At t=35 min, the differences between the cases become more noticeable. Dome geometries show a more advanced melting front, spreading further into the upper regions of the cavity. Case 4, in particular, has a larger liquid region, followed by Cases 3 and 2. In contrast, Case 1 shows a relatively slower melting rate with the solid region still occupying a significant portion of the domain. At t=90 min, most of the PCM has melted in all configurations, but small amounts of solid PCM still remain near the bottom corners. Case 4 reaches nearly complete melting, while the flat cavity (Case 1) lags behind with larger solid zones.

These results confirm that dome-shaped enclosures accelerate melting by enhancing natural convection, with Case 4 showing the highest overall melting performance.

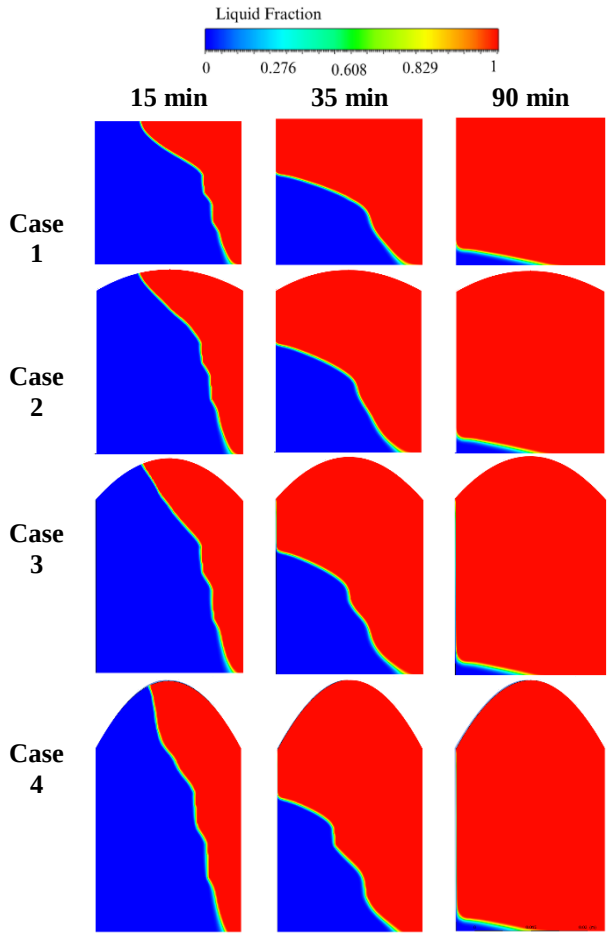


Figure 7. Liquid fraction contours of Case 1, Case 2, Case 3, and Case 4 at various times.

Liquid Fraction Evolution

The time evolution of the average liquid fraction for each configuration is presented in Figure 8. The results clearly show that the enclosure in Case 4, which features the highest dome, exhibits the fastest melting rate. In the early stage (t <15 min), all cases display a similar trend with a gradual increase in liquid fraction. This is due to the dominance of conduction mechanism, as the melted region is still thin and confined near the heated wall. As melting continues, natural convection develops in the liquid phase, accelerating the melting rate. The effect of the dome geometry becomes more visible in this stage. Case 4 shows a steeper increase in liquid fraction, reaching 99% in around 96 minutes, ahead of the other configurations. Among all cases, the Case 1 flat enclosure exhibits the slowest melting due to limited vertical flow and weaker convective effects. The intermediate dome heights (Case 2 and Case 3) offer moderate improvements, with Case 3 performing slightly better. These results confirm that increasing the dome height improves natural convection, which in turn enhances melting performance. The liquid fraction curves support the earlier observations from the velocity and temperature fields, demonstrating the benefits of dome-shaped designs in PCM enclosures. Furthermore, the times required for each configuration to reach liquid fractions of λ=0.75 and 0.85 were determined. For λ=0.75, the required times were approximately 47.5 min for Case 1, 44.5 min for Case 2, 42.0 min for Case 3, and 39.5 min for Case 4. For λ=0.85, the corresponding times were 62.0 min for Case 1, 58.5 min for Case 2, 55.0 min for Case 3, and 51.5 min for Case 4. In both cases, the time difference between Case 1 and Case 4 was calculated to be about 20%, indicating a consistent relative improvement in reaching the target liquid fraction. These results indicate that increasing the dome height not only reduces the total melting time but also accelerates the attainment of critical melting levels.

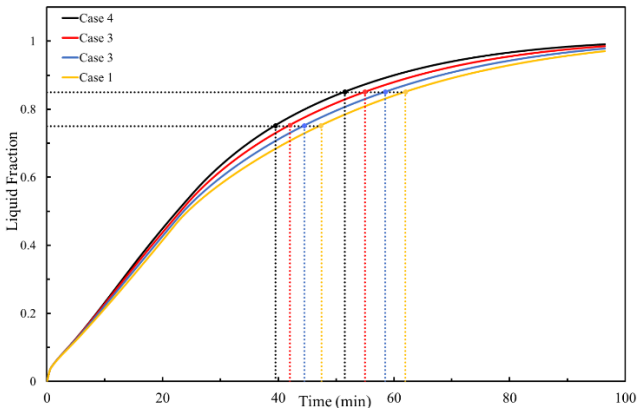


Figure 8. Variation of liquid fraction with time for the considered configurations

Melting Time

The melting performance of the enclosures was compared based on the time required to reach a liquid fraction of 0.80 in Case 4. In this case (Case 4), the largest dome geometry achieved this level of liquid fraction in 45 min. At the same time instant, Case 3 reached a liquid fraction of 0.77, Case 2 reached 0.75, and Case 1 reached 0.73, as summarized in Table 3. These results clearly indicate that the pronounced dome geometry of Case 4 accelerates the melting process by promoting stronger natural convection and more uniform heat distribution, allowing a greater portion of the PCM to melt within the same time compared to the flatter configurations.

Table 3. Melting rates of each configuration at t= 45 min

Configuration	Melting Rate
Case 1	0.73
Case 2	0.75
Case 3	0.77
Case 4	0.8

To sum up, the improved melting performance can be attributed to the dome-shaped upper boundary, which enhances natural convection and promotes a more uniform temperature distribution. The curved dome design supports stronger vertical flow, reduces thermal stratification, and helps the absorbed heat to diffuse more

effectively throughout the PCM domain. These results confirm that larger dome geometries offer better thermal performance by accelerating the melting process without requiring additional external energy input.

CONCLUSION

In this study, a numerical investigation was carried out to evaluate the effect of dome-shaped top wall of an enclosure on the melting performance of coconut oil as a phase change material in latent heat storage systems. Four enclosure configurations were analyzed, including a flat square cavity and three rectangular cavities with varying dome geometries. All cases were designed to have equal surface areas of the thermally active walls as well as the same enclosure volume to ensure identical PCM content for a fair comparison. The results demonstrated that dome-shaped enclosures significantly enhance natural convection inside the PCM, which leads to improved melting performance. Velocity fields confirmed stronger and more vertically oriented flow structures in the dome cases, especially for the most pronounced dome (Case 4). Temperature and liquid fraction contours showed more uniform thermal distribution and accelerated phase change behavior in the dome-shaped cavities. Compared to the reference case (Case 1), the highest dome shaped enclosure (Case 4) attained 20% reduction in the time required to reach the liquid fraction of 0.85. In addition to that, the enclosures were evaluated based on the state of melting at the time when Case 4 reached a liquid fraction of 0.80. At this point (45 min), the other configurations exhibited lower liquid fractions, with Case 1 reaching only 0.73. This comparison further confirmed that dome geometries promote faster heat diffusion by enhanced natural convection and more effective phase change progression under the same thermal boundary conditions.

Overall, the findings suggest that dome-shaped upper surfaces can serve as an effective passive enhancement method for latent heat storage systems by promoting natural convection and reducing thermal stratification. Future work could explore hybrid optimization strategies combining geometric modifications with fins, metal foams, or nano-enhanced PCMs to further improve system performance under different heating scenarios.

NOMENCLATURE

c_p	Specific heat $[J/kgK]$
g	Gravitational acceleration $[m/s^2]$
h_f	Latent heat of fusion $[J/kg]$
k	Thermal conductivity $[W/mK]$
p	Pressure $[Pa]$
S	Source term in momentum equation $[kg/m^2s^2]$
t	Time $[s]$
T	Temperature$[K]$
Δt	Time step size $[s]$
u, v	Velocity vector components in x and y directions $[m/s]$
x, y	Cartesian coordinates respectively in horizontal and vertical directions [mm]
β	Thermal expansion coefficient $[1/K]$
μ	Dynamic viscosity$[Pa \cdot s]$
ρ	Density $[kg/m^3]$

REFERENCES

[1] S. Kahwaji and M. A. White, "Edible oils as practical phase change materials for thermal energy storage," *Applied Sciences (Switzerland)*, vol. 9, no. 8, Apr. 2019, doi: 10.3390/app9081627.

[2] A. Yusuf, S. D. 'Ulhaq, A. Soehianie, S. Wonorahardjo, and I. M. Sutjahja, "Determining the phase change characteristics of lauric acid to realise its optimum performance in latent thermal energy storage," *Journal of King Saud University - Engineering Sciences*, vol. 37, no. 3, Jun. 2025, doi: 10.1007/s44444-025-00004-y.

[3] B. Kamkari, H. Shokouhmand, and F. Bruno, "Experimental investigation of the effect of inclination angle on convection-driven melting of phase change material in a rectangular enclosure," *Int J Heat Mass Transf*, vol. 72, pp. 186–200, 2014, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2014.01.014.

[4] F. Agyenim, N. Hewitt, P. Eames, and M. Smyth, "A review of materials, heat transfer and phase change problem formulation for latent heat thermal energy storage systems (LHTESS)," Feb. 2010. doi: 10.1016/j.rser.2009.10.015.

[5] J. Shi, H. Du, Z. Chen, and S. Lei, "Review of phase change heat transfer enhancement by metal foam," Jan. 25, 2023, *Elsevier Ltd*. doi: 10.1016/j.applthermaleng.2022.119427.

[6] A. Minea, Y. Han, Y. Yang, T. Mallick, and C. Wen, "Nanoparticles to Enhance Melting Performance of Phase Change Materials for Thermal Energy Storage," 2022, doi: 10.3390/nano.

[7] M. S. M. Al-Jethelah, A. Al-Sammarraie, S. H. Tasnim, S. Mahmud, and A. Dutta, "Effect of convection heat transfer on thermal energy storage unit," *Open Physics*, vol. 16, no. 1, pp. 861–867, 2018, doi: 10.1515/phys-2018-0108.

[8] V. K. Singh and A. Patel, "Effect of mushy zone constant on the melting of a solid-liquid PCM under hyper-gravity conditions," *International Communications in Heat and Mass Transfer*, vol. 134, May 2022, doi: 10.1016/j.icheatmasstransfer.2022.105993.

[9] A. S. Soliman, A. A. Sultan, and M. A. Sultan, "Effect of Mushy Zone Parameter on Phase Change Behavior of Different Configurations Storage Unit: Numerical Simulation and Experimental Validation," *Sustainability (Switzerland)*, vol. 14, no. 21, Nov. 2022, doi: 10.3390/su142114540.

[10] H. Shmueli, G. Ziskind, and R. Letan, "Melting in a vertical cylindrical tube: Numerical investigation and comparison with experiments," *Int J Heat Mass Transf*, vol. 53, no. 19–20, pp. 4082–4091, Sep. 2010, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2010.05.028.

THE EFFECT OF DIFFERENT NACA AIRFOIL CAMBERS ON THE PERFORMANCE OF A VERTICAL AXIS WIND TURBINE AT LOW TIP SPEED RATIOS

[1] Tünay Erim EKİCİ, [2] Ömer Faruk DEMİR, [3] Selahaddin Orhan AKANSU, [4] Mahmut Burak AKKUŞ
[1] Erciyes University, Faculty of Engineering, Department of Mechanical Engineering, Kayseri, Türkiye
erimekici@gmail.com
[2] Erciyes University, Faculty of Engineering, Department of Mechanical Engineering, Kayseri, Türkiye,
omerfarukdemir1453@gmail.com
[3] Erciyes University, Faculty of Engineering, Department of Mechanical Engineering, Kayseri, Türkiye,
akansu@erciyes.edu.tr,
[4] Graduate School of Natural and Applied Sciences, Department of Mechanical Engineering, Kayseri, Türkiye,
mbakkus54@gmail.com

Abstract: This study numerically investigates the effect of varying camber characteristics of NACA series airfoil profiles on the aerodynamic performance of a vertical axis wind turbine (VAWT). The selected profiles include the symmetric NACA 0009, and the asymmetric NACA 2409 (2% camber), NACA 4409 (4% camber), and NACA 6409 (6% camber), each possessing different camber amounts. The turbine configuration consists of three airfoils equally spaced on a 2D circular base with a diameter of 1 meter. Under the assumption of a constant wind speed of 9 m/s and a fixed angle of attack of 10 degrees, the turbine performance is analyzed at different tip speed ratios (λ=0.5,1.0,1.5 (ratio of the blade tip speed to the wind speed) to explore the role of camber on efficiency. The analyses are performed using the Computational Fluid Dynamics (CFD) software ANSYS Fluent. The sliding mesh technique is employed to accurately model the rotational motion of the turbine and the interaction of the airfoils with the wind. This method establishes a dynamic interface between the rotating rotor domain and the stationary outer flow domain, enabling a precise resolution of the time-dependent fluid motion. Simulations are conducted separately for each NACA airfoil profile to comprehensively examine the turbine's generated torque, power coefficient (Cp), and fundamental aerodynamic features within the flow field (pressure distribution, velocity vectors, turbulence structures). The assumption of a constant angle of attack allows for a direct comparison of the performance of profiles with different camber amounts under a specific instantaneous operating condition. The results obtained at various tip speed ratios aim to reveal the impact of camber on the turbine efficiency in the low tip speed ratio regime and the energy capture potential of each profile. This research systematically evaluates the effects of NACA profiles with different camber properties on the performance of vertical axis wind turbines at low tip speed ratios. The findings are expected to provide significant insights for the optimal selection of airfoil profiles for such turbine designs and for enhancing efficiency under low wind speed conditions. In particular, the role of camber amount and shape in initial torque generation and overall energy capture capacity will be analyzed in detail. The performance of the symmetric profile (NACA 0009) will be compared with that of asymmetric profiles having different camber levels to discuss the positive and negative impacts of camber on efficiency. These analyses are crucial for a better understanding of the potential of vertical axis wind turbines in low wind speed applications and for providing guiding information for future designs through camber optimization.
Keywords: Vertical Axis Wind Turbine (VAWT), Computational Fluid Dynamics (CFD), Airfoils, Blade Optimization.

TERMINOLOGY

Vertical Axis Wind Turbine (VAWT): This is a type of turbine that can operate independently of wind direction, with its axis of rotation perpendicular to the wind flow.

Camber: This is the maximum distance of an airfoil's mean line from its chord line.

Computational Fluid Dynamics (CFD): This is a simulation technique where fluid flow analyses are performed by solving the equations governing fluid behavior using computer-based numerical methods.

Power Coefficient (Cp): This is an efficiency metric that expresses the ratio of the mechanical power generated by the turbine to the kinetic power in the wind passing through the turbine's swept area.

Tip Speed Ratio (λ): This is a dimensionless parameter that defines the ratio of the blade tip speed to the free-stream wind speed.
Skewness: This is the degree of asymmetry, indicating how much curves deviate from typical symmetry.
Aspect Ratio: This is the width/height ratio of cells; its proximity to 1 validates accuracy.
Sliding Mesh: This is a dynamic interface technique used in CFD analyses to model the interaction of different computational meshes that move rotationally or translationally relative to each other (for example, a turbine rotor and a stationary body).

INTRODUCTION

The escalating global energy demand and environmental concerns stemming from climate change are intensifying interest in renewable energy sources daily. Among these, wind energy plays a pivotal role due to its low environmental footprint and sustainability. Particularly for niche applications like urban areas and low-wind-speed regions, Vertical Axis Wind Turbines (VAWTs) offer a compelling alternative to Horizontal Axis Wind Turbines (HAWTs). This is thanks to advantages such as independence from wind direction, lower noise levels, compact design, and easier installation. These features make VAWTs ideal for both off-grid systems and localized energy generation.

One of the most critical factors affecting the aerodynamic performance of VAWTs is the geometric characteristics of their airfoils. Airfoil selection directly impacts the turbine's starting torque, power coefficient (Cp), and overall efficiency. Specifically, the camber amount and shape of an airfoil are crucial for the pressure distribution over the blade by wind flow, and consequently, for the generated lift and drag forces.

While symmetric airfoils (e.g., NACA 00XX series) have been widely studied in the literature, there's limited research on the effects of asymmetric (cambered) airfoils on VAWT performance under varying operating conditions, indicating a need for more detailed investigations. It's believed that asymmetric airfoils, by offering higher lift coefficients at specific angles of attack, could contribute to easier turbine start-up and greater power generation, especially at low wind speeds.

In this context, this study meticulously examines the effect of NACA series airfoils with different camber characteristics on the aerodynamic efficiency of a vertical axis wind turbine using numerical methods. The selected airfoils include the symmetric NACA 0009 and asymmetric profiles with varying camber ratios: NACA 2409, NACA 4409, and NACA 6409. The turbine is modeled as having three blades equally spaced on a 1-meter diameter, two-dimensional circular base. The study aims to investigate the role of camber on efficiency by analyzing turbine performance at different tip speed ratios (λ=0.5, 1.0, 1.5), assuming a constant wind speed (9 m/s) and a constant angle of attack (10 degrees).

These analyses, conducted using Computational Fluid Dynamics (CFD) software ANSYS Fluent, precisely model the turbine's rotational motion with the sliding mesh technique. This allowed for a detailed examination of torque generation, power coefficient (Cp), and aerodynamic features within the flow field (such as pressure distribution, velocity vectors, and turbulence structures). The findings of this study will contribute significantly to the literature by providing crucial insights for optimal airfoil selection and improving efficiency in VAWT designs for low-wind-speed applications.

EXPERIMENTAL STUDY METHOD

In this study, Computational Fluid Dynamics (CFD) was employed to investigate the aerodynamic performance of NACA series airfoils with varying camber characteristics on Vertical Axis Wind Turbines (VAWTs). Analyses were conducted using ANSYS Fluent 18.1 software, which is widely accepted in the industry and possesses extensive fluid dynamics simulation capabilities. To reduce computational costs and focus on the fundamental aerodynamic effects of the airfoils, a two-dimensional (2D) analysis approach was adopted, consistent with a literature review. In this context, the VAWT was modeled as an H-type Darrieus turbine, and a unit depth (1 meter) was assumed as a general valid assumption in 2D analyses.

Turbine Geometry and Airfoils

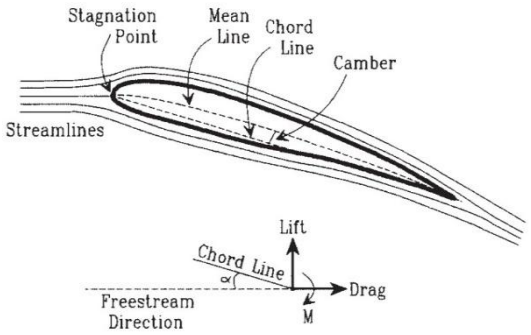


Figure 1. Explanation of Terms Used for Airfoil

The turbine configuration analyzed in this study consists of three blades mounted on a circular base with a diameter (D) of 1 meter. These blades are positioned at equal 120-degree angles around the circular base. Each airfoil has a chord length of 80 mm. The airfoils investigated in this study are given in Figures 2-5

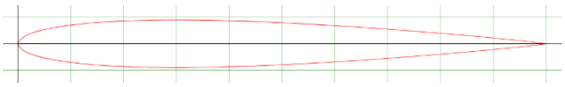


Figure 2. NACA 0009: Symmetric Airfoil (no camber).

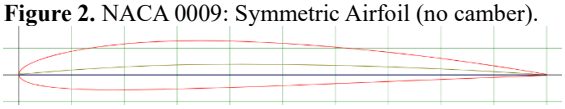


Figure 3. NACA 2409: Asymmetric Airfoil with 2% Camber.

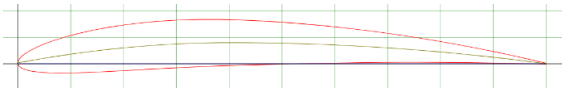


Figure 4. NACA 4409: Asymmetric Airfoil with 4% Camber.

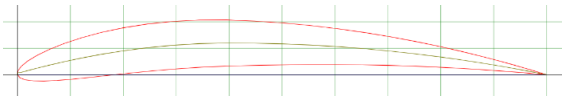


Figure 5. NACA 6409: Asymmetric Airfoil with 6% Camber.

The pitch angle of the blades relative to the turbine axis was set to 0 degrees. This configuration allowed for a direct investigation of the inherent camber's effect on aerodynamic efficiency, specifically under the assumption of a constant angle of attack (α=10 degrees).

COMPUTATIONAL DOMAIN AND BOUNDARY CONDITIONS

For the numerical simulations, the computational domain was set up with a rotating (rotor) region encircled by a stationary (stator) outer flow region. The turbine blades and their surrounding flow field were placed within a circular rotor region with a diameter of 1.5 meters. The stator region was defined as a rectangular area, 6 meters wide and 26 meters long. The rotor region was positioned at the foremost part of the stator area, close to the wind inlet. This arrangement allowed for a detailed examination of the turbulent flow fields generated behind the blades.

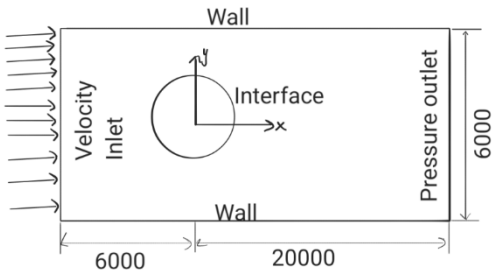


Figure 6. Simulation Schematic

Boundary Conditions

The boundary conditions were defined as follows:

- Inlet: A velocity inlet boundary condition was applied, setting a constant wind speed of 9 m/s.
- Outlet: A pressure outlet boundary condition was used at the computational domain's exit.
- Side Boundaries: The side boundaries of the computational domain were treated as walls to ensure flow uniformity and prevent fluid passage through these surfaces. This ensures fluid flows only through the inlet and outlet.
- Turbine Blade Surfaces: A no-slip wall condition was applied to the surfaces of the turbine blades.

MESH GENERATION

The computational domain's mesh structure was generated using ANSYS Meshing software. A hybrid mesh structure was employed to accurately model the turbine's rotational motion and the blades' interaction with the wind. The sliding mesh technique was applied between the rotating rotor region and the stationary outer flow region. This method creates a dynamic interface between the rotating and stationary zones, enabling the precise resolution of time-dependent fluid movement.

To optimize mesh quality and accurately capture boundary layer flow, the following arrangements were made:

- The average cell count for all airfoil types' generated meshes is approximately 180,000.
- Inflation layers were utilized on the blade surfaces to accurately model the boundary layer. Multiple layers were created with a maximum first layer height of 5 mm and a growth rate of 1.2.
- The quality of the generated meshes was verified using the following average metrics:
  - Skewness: Average of 3.4364×10^{-2} (a value close to 0 indicates good quality).
  - Aspect Ratio: Average of 1.1936 (a value close to 1 indicates good quality).
  - Orthogonal Quality: Average of 0.995 (a value close to 1 indicates excellent quality).

These values demonstrate that all prepared meshes are of high quality and suitable for numerical solutions.

FLOW MODEL AND SOLVER SETTINGS

The k-epsilon (k-ϵ) turbulence model was used to model the viscous flow. This model is a popular choice in industrial flow applications and successfully predicts general flow behavior. To solve the time-dependent fluid motion, which includes the turbine's rotational movement, a transient solution approach was adopted. For pressure-velocity coupling, the Coupled method was selected as the solution methodology.

To ensure the accuracy and convergence of the simulations, the following time step and convergence criteria were applied:

- For each tip speed ratio (λ), 1440 rotor revolutions were simulated to achieve the turbine's steady-state performance and ensure enough rotor turns.
- Time Step Size:
  - For λ=0.5: 0.001939 seconds (ω=9 rad/s)
  - For λ=1.0: 0.000969 seconds (ω=18 rad/s)
  - For λ=1.5: 0.000646 seconds (ω=27 rad/s)

These small time steps ensured that the rotational motion and blade-flow interactions were captured with high precision.

- Convergence Criteria: In all analyses, the goal was for residuals to drop to an average level of 10−5 to 10−6. These strict convergence criteria ensured high reliability of the computational results.

SIMULATION CONDITIONS AND CALCULATED PARAMETERS

For all simulations, a constant wind speed (V = 9 m/s) and a fixed angle of attack (α=10 degrees) were set. Turbine performance was examined at different tip speed ratios (λ):

- λ = 0.5
- λ = 1.0
- λ = 1.5

For each simulation condition, the following parameters were calculated and analyzed to evaluate the turbine's aerodynamic performance:

- Torque (T): The torque generated by the turbine rotor was directly obtained from the CFD software. In 2D analyses, this value was considered as torque per unit depth.
- Power Coefficient (Cp): Defined as the ratio of the mechanical power produced by the turbine to the total power available in the wind, the power coefficient was calculated using the following formula:

$$Cp=0.5\rho AV3T\omega$$

Here, ω is the angular velocity of the rotor (rad/s), ρ is the air density (1.225 kg/m^3), A is the turbine's swept area (diameter × unit depth = 1×1 = 1 m^2), and V is the wind speed.

- Flow Field Characteristics: Aerodynamic properties such as pressure distributions, velocity vectors, and turbulence structures (e.g., turbulent kinetic energy or vorticity) were examined in detail to understand the effects of the airfoil shapes on the flow.
-

SIMULATION RESULTS

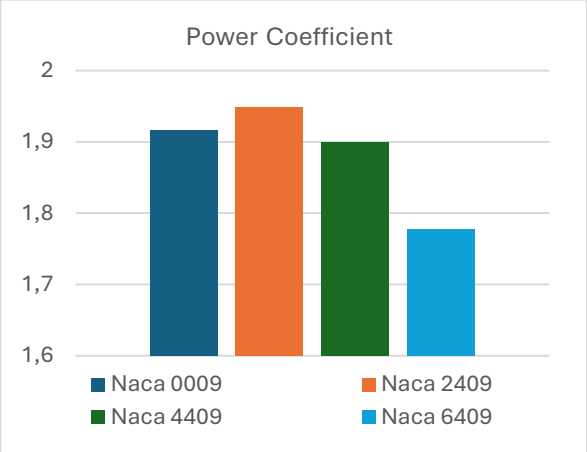


Figure 7. Power Coefficient for TSR 0.5

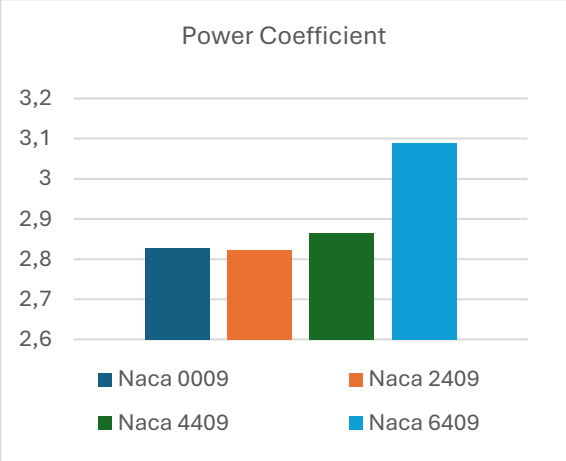


Figure 8. Power Coefficient for TSR 1.0

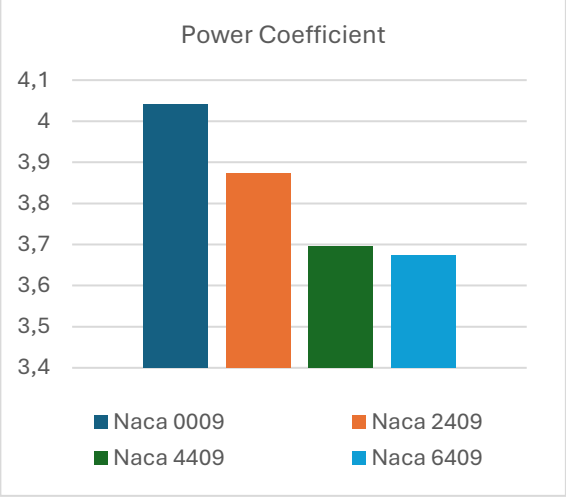


Figure 9. Power Coefficient for TSR 1.5

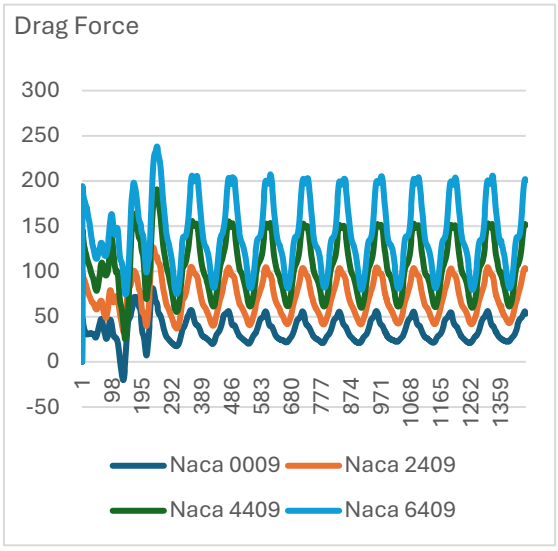


Figure 10. Drag Force for TSR 1.5

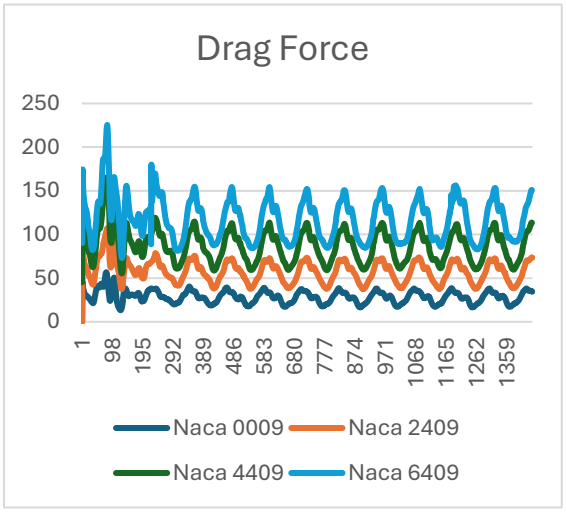


Figure 11. Drag Force for TSR 1.0

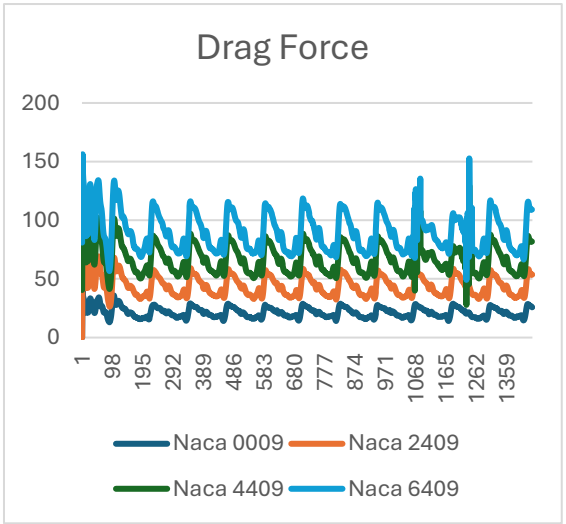


Figure 12. Drag Force for TSR 0.5

FINDINGS

This study delves into how airfoil camber impacts the aerodynamic performance and energy production efficiency of Vertical Axis Wind Turbines (VAWTs) across various tip speed ratios (TSRs) and wind regimes. The experimental data and analyses clearly show that camber is a critical design parameter in wind turbine aerodynamics.

At low Tip Speed Ratios (TSR = 0.5), the NACA 2409 airfoil achieved the highest Cp value. This confirms that asymmetric (cambered) airfoils provide a higher Cp compared to the symmetric NACA 0009 airfoil under low wind speed conditions. This finding highlights camber's potential to minimize energy consumption by improving airflow attachment to the blade surface, which is crucial for the turbine's "self-start" capability at low wind speeds.

At medium Tip Speed Ratios (TSR = 1.0), the NACA 6409 airfoil showed a significant increase in Cp, demonstrating the highest performance in this regime. This suggests that high camber can contribute to optimal power generation within a certain TSR range.

At high Tip Speed Ratios (TSR = 1.5), the symmetric NACA 0009 airfoil achieved the highest Cp value. This indicates that airfoils with low or zero camber may be more advantageous at high wind speeds. This finding supports the hypothesis that highly cambered airfoils might experience a performance disadvantage at high wind speeds due to increased drag force.

A detailed examination of the drag force graphs revealed a direct correlation between camber and drag. NACA 0009 (Symmetric Airfoil): Consistently produced the lowest drag force across all investigated TSRs. This confirms that symmetric airfoils are aerodynamically less resistive. Increasing Camber (NACA 2409, NACA 4409, NACA 6409): As airfoil camber increased, drag forces were observed to increase proportionally. Notably, the NACA 6409, with the highest camber value, exhibited the highest drag force values at all TSRs. As stated in the provided text, "as drag force increases, they produce less energy than other low-cambered blades at high wind speeds and become disadvantaged in production." This reinforces the inference that highly cambered airfoils can become inefficient in energy production above a certain wind speed threshold due to increased drag.

CONCLUSION

These findings reveal that camber is a multifaceted parameter in VAWT airfoil design that requires careful optimization based on the wind regime and the turbine's operating tip speed ratio. While asymmetric airfoils with high camber (e.g., NACA 2409, NACA 4409) offer aerodynamic advantages at low wind speeds and for turbine starting torque requirements, the excessive drag at high wind speeds can render these profiles disadvantageous for energy production. Conversely, symmetric or low-cambered airfoils (e.g.,

NACA 0009) can exhibit superior performance at high TSR values. These results underscore the vital importance of optimizing the lift-to-drag ratio and overall power coefficient in the wind turbine blade design process, in accordance with local wind characteristics and expected turbine operating conditions. Future research could focus on developing solutions to further increase wind energy conversion efficiency, perhaps by exploring smart airfoil designs capable of adaptive camber adjustment to changing wind conditions, or hybrid airfoil configurations aiming for optimal performance across different TSR regimes.

ACKNOWLEDGMENTS
We extend our gratitude to Prof. Dr. Selahaddin Orhan Akansu for his invaluable contribution to this article.

REFERENCES

Keleş Çetin, S., Genç, M. S. & Daldaban, F., 2019. Dikey Eksenli Rüzgâr Türbinleri-Küçük Ölçekli Uygulamalar. *Bilecik Şeyh Edebali Üniversitesi Fen Bilimleri Dergisi*, 6(2),

NURBAY, N. And ÇINAR, A. (2005) . "Rüzgar Türbinlerinin Çeşitleri ve Türbinlerin Birbirleriyle Karşılaştırılması." 3. Yenilenebilir Enerji Kaynakları Sempozyumu ve sergisi , Mersin, Turkey,

Akansu, S. O., Dagdevir, T. & Kahraman, N., 2017. Numerical Investigation of the Effect of Blade Airfoils on a Vertical Axis Wind Turbine. *Isı Bilimi Ve Tekniği Dergisi*, 37(1),

Stevens B. L., Lewis F. L. and Johnson E. N., 2016, Aircraft Control and Simulation: Dynamics, Controls Design, and Autonomous Systems, Third Edition, John Wiley & Sons, Inc., Hoboken, New Jersey.

Internet-1, 2014, Airfoil Tools, Airfoil 4 Digit Generator, http://airfoiltools.com/airfoil/naca4digit

OPTIMIZATION OF BATTERY THERMAL MANAGEMENT SYSTEM USING ULTRASONICALLY ASSISTED LIQUID IMMERSION FOR LITHIUM-ION BATTERIES

Şafak DOĞRU*, Ali Bahadır OLCAY*, Bayram ŞAHİN**
*Yeditepe Üniversity, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü,
34755 Ataşehir - İSTANBUL safak.dogru@std.yeditepe.edu.tr, bahadir.olcay@yeditepe.edu.tr
** İstanbul Technical Üniversity, Makina Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü Bölümü, 34437 Beyoğlu / İSTANBUL, baysahin@itu.edu.tr

Abstract: In the evolving landscape of advanced energy storage and electrochemical technologies, lithium-ion batteries (LIBs) have become foundational due to their high energy density, low self-discharge, and extended cycle life. However, maintaining optimal thermal conditions is essential for ensuring their performance, reliability, and safety, particularly in low-temperature environments and high-load applications. Innovative thermal management strategies now prioritize enhanced temperature uniformity, minimized thermal gradients, and reduced parasitic energy losses. Recent advancements advocate the implementation of ultrasonically assisted liquid immersion as a novel approach to thermal regulation in LIBs. These systems integrate high-frequency acoustic fields into dielectric coolant fluids, inducing microscale agitation that enhances local convective heat transfer at battery surfaces. This method enables rapid and uniform thermal response with substantially reduced energy input. Moreover, the modular configuration of such systems supports easy scalability and compatibility with diverse battery architectures, from electric vehicle powertrains to stationary energy storage units. Traditional heating techniques are broadly categorized into external and internal methods. External heating, utilizing resistive elements or surface-applied heating films, provides economic advantages but often results in uneven thermal distribution and inefficient heat transfer. Internal strategies leverage a battery's intrinsic electrical resistance and include techniques such as AC application, pulsed charge-discharge cycles, and regulated current modulation. While these approaches provide volumetric heating, they typically exhibit slow thermal ramp-up and high energy consumption and may degrade cell chemistry with extended use. Ultrasonically assisted immersion systems overcome these drawbacks by leveraging acoustic cavitation and streaming to generate localized heating. The enhancing flow separation significantly boosts convective mixing and ensures thermal homogeneity both across and within cells. As a result, these systems present a compelling advancement in thermal management, combining performance, safety, and energy efficiency. Computational Fluid Dynamics (CFD) serves as a foundational analytical framework in this study, enabling a high-fidelity characterization of the coupled thermal and fluid dynamic phenomena within the ultrasonically augmented immersion heating system. A comprehensive Multiphysics CFD model was constructed, encompassing laminar flow, conductive and convective heat transfer, and the effects of acoustically induced streaming in a dielectric fluid environment encasing lithium-ion battery modules. The model facilitates spatially resolved predictions of thermal gradients, identification of thermally stressed zones, and elucidation of acoustic field interactions with localized fluid dynamics. Parametric simulations under a range of operational scenarios were conducted to quantify the influence of ultrasonic transducer intensity, placement geometry, and modulation characteristics. The insights derived from this modeling effort directly informed the optimization of transducer configurations and thermal architecture, thereby substantiating theoretical design choices and obviating the need for extensive empirical validation. Recent shifts in global energy policy and the push toward electrification of transportation have reinvigorated research in this area. With growing emphasis on domestic electric vehicle (EV) production and sustainable mobility, ultrasonically enhanced battery heating solutions are gaining traction. Current investigations focus on their impact on electrochemical efficiency, operational safety, and battery lifespan. The convergence of ultrasonic actuation, immersion heating, and computational modeling signals a transformative direction for battery thermal management, with broad applications across automotive, aerospace, defense, and renewable energy sectors.

Keywords: Dielectric Liquid, Battery Thermal Management, Acoustic Flow, Ultrasound, Computational Fluid Dynamics, Lithium-Ion Batteries

LİTYUM-İYON PILLER İÇIN ULTRASON DESTEKLI SIVI DALDIRMA YÖNTEMIYLE BATARYA TERMAL YÖNETIM SISTEMININ OPTIMIZASYONU

Özet: Gelişmiş enerji depolama ve elektrokimyasal teknolojilerin hızla evrildiği günümüzde, lityum-iyon piller (LİP) yüksek enerji yoğunluğu, düşük öz deşarj oranı ve uzun çevrim ömrü sayesinde temel bir konum kazanmıştır. Ancak özellikle düşük sıcaklıklarda ve yüksek yük uygulamalarında performans, güvenilirlik ve güvenlik için optimum termal koşulların korunması kritik öneme sahiptir. Güncel termal yönetim stratejileri, sıcaklık homojenliğinin artırılması, termal gradyanların azaltılması ve parasitik enerji kayıplarının en aza indirilmesini öncelemektedir. Bu bağlamda, ultrasonik destekli sıvı daldırma yöntemi, LİP'ler için yenilikçi bir ısı düzenleme yaklaşımı olarak öne çıkmaktadır. Bu sistemler, dielektrik soğutma sıvısına yüksek frekanslı akustik alanlar entegre ederek pil yüzeylerinde mikroskobik düzeyde karışım ve konvektif ısı transferini artırır; böylece düşük enerji girdisiyle hızlı ve uniform bir termal tepki sağlar. Ayrıca modüler yapı, elektrikli araç aktarma organlarından sabit enerji depolama birimlerine kadar farklı pil mimarileri ile kolay ölçeklenebilirlik ve uyumluluk sunar. Geleneksel ısıtma teknikleri genel olarak haricî ve dâhilî yöntemler olarak sınıflandırılır. Haricî ısıtma, rezistif elemanlar veya yüzeye uygulanan ısıtıcı filmler kullanarak ekonomik avantajlar sağlasa da çoğu zaman düzensiz sıcaklık dağılımına ve verimsiz ısı transferine yol açar. Dâhilî stratejiler ise pilin kendi elektrik direncini kullanır; AC uygulaması, darbeli şarj-deşarj çevrimleri ve düzenlenmiş akım modülasyonu gibi yöntemler içerir. Hacimsel ısıtma imkânı sunsalar da genellikle yavaş sıcaklık artışı, yüksek enerji tüketimi ve uzun süreli kullanımlarda hücre kimyasını bozma riski barındırırlar. Ultrasonik destekli daldırma sistemleri ise akustik kavitasyon ve akustik akımları kullanarak yerel ısı üretir; akış ayrılmasını güçlendirerek konvektif karışımı ciddi biçimde artırır ve hücreler arası-içi termal homojenliği temin eder. Böylece performans, güvenlik ve enerji verimliliğini aynı anda iyileştiren güçlü bir termal yönetim çözümü sunarlar. Bu çalışmada Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD), ultrasonik destekli daldırma ısıtma sistemindeki ısı ve akış olgularının yüksek doğrulukla karakterize edilmesi için temel analitik çerçeve olarak kullanılmıştır. LİP modüllerini çevreleyen dielektrik akışkan ortamında laminer akış, iletken-konvektif ısı transferi ve akustik akım etkilerini içeren kapsamlı bir çok-fizik HAD modeli oluşturulmuştur. Model, termal gradyanların mekânsal olarak çözünür öngörüsünü, termal gerilim bölgelerinin tespitini ve akustik alanların yerel akış dinamiğiyle etkileşiminin aydınlatılmasını sağlar. Ultrasonik dönüştürücü şiddeti, konum geometrisi ve modülasyon özelliklerinin etkisini nicelendirmek için çeşitli çalışma senaryolarında parametrik simülasyonlar yapılmıştır. Elde edilen bulgular, dönüştürücü konfigürasyonlarının ve termal mimarinin optimizasyonunu doğrudan bilgilendirmiş; bu sayede kapsamlı deneysel doğrulama ihtiyacını azaltarak teorik tasarım tercihlerini güçlendirmiştir. Ancak küresel enerji politikalarındaki değişim ve ulaşımın elektrifikasyonuna yönelik baskı son yıllarda bu alanı yeniden canlandırmıştır. Yerli elektrikli araç üretimi ve sürdürülebilir mobiliteye artan vurgu ile ultrasonik destekli pil ısıtma çözümleri ivme kazanmaktadır. Güncel araştırmalar, bu sistemlerin elektrokimyasal verimlilik, operasyonel güvenlik ve pil ömrü üzerindeki etkilerine odaklanmaktadır. Ultrasonik uyarım, daldırma ısıtma ve hesaplamalı modellemenin kesişimi, otomotiv, havacılık-uzay, savunma ve yenilenebilir enerji sektörlerinde geniş uygulama alanları sunarak pil termal yönetiminde dönüştürücü bir yönü işaret etmektedir.

Anahtar Kelimeler: Dielektrik Sıvı, Batarya Termal Yönetimi, Akustik Akış, Ultrason, Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği, Lityum-İyon Bataryalar

INTRODUCTION

Thermal management is a critical aspect of lithium-ion battery design and operation, directly impacting performance, safety, and lifespan. LIB cells exhibit optimal performance within a narrow temperature range, typically around 20–40 °C, and deviations can lead to capacity loss or safety hazards such as thermal runaway. Effective battery thermal management systems are therefore required to regulate cell temperatures during both charging and discharging. In cold climates or during startup conditions, batteries often require active heating to bring them into the optimal operational range. Operating LIBs at low temperatures can result in reduced capacity, poor charge acceptance, and increased risk of lithium plating.

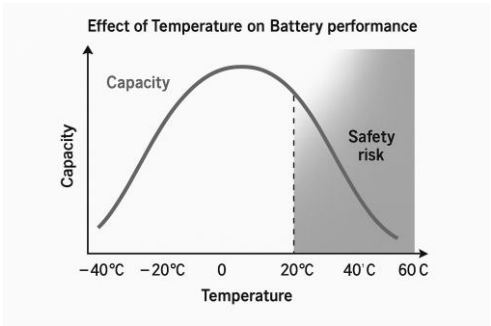


Figure 1. Effect of Temperature on Battery Performance

Conventional heating strategies in commercial EV battery packs include resistive heaters, heat exchange with cabin HVAC systems, or warm coolant circulation. These methods, while effective to some extent, are often energy-intensive, slow to respond, or incapable of delivering uniform heating across all cells. Furthermore, systems that rely on external heating sources may suffer

from thermal gradients due to uneven heat distribution, potentially causing inconsistent cell behavior and degradation.

An emerging approach is direct liquid immersion heating, which submerges battery cells or modules in a bath of dielectric coolant that can be uniformly heated. This technique allows direct contact between all cell surfaces and a controlled-temperature fluid, enabling fast and even heat transfer into the battery. Roe et al. (2022) report that immersion heating systems can rapidly elevate cell temperatures with lower parasitic losses compared to external heating films. Moreover, immersion enhances temperature uniformity across the pack, minimizing the risk of localized cold zones.

To further improve the effectiveness and responsiveness of immersion-based heating systems, researchers have explored the integration of ultrasonic agitation. Ultrasonic waves induce acoustic streaming and cavitation in the fluid, which enhances mixing and convective heat transfer. This reduces the thermal resistance between the fluid and battery surfaces and accelerates the warming process. Prior studies in other thermal applications have demonstrated that ultrasound-assisted immersion significantly increases heat delivery efficiency. For instance, Bartoli et al. (2020) found that applying ultrasound to a heated electronic board immersed in dielectric fluid improved the convective heat transfer coefficient, particularly when the fluid was near its boiling point. Ozer et al. (2023) reported up to a 107% increase in heat transfer in single-phase immersion when ultrasonic excitation was introduced.

This study investigates the application of ultrasonically assisted immersion heating to maintain or quickly raise battery cell temperatures to a uniform target value 23 °C under low ambient conditions. The proposed system involves placing ultrasonic transducers in a dielectric liquid bath surrounding the battery module to stimulate micro-convection and eliminate stagnation regions. This results in uniform and energy-efficient heating.

Key questions addressed in this study include; how do ultrasonic parameters (such as transducer number, placement, and orientation) affect heating performance, and can an optimal balance be achieved between energy input and thermal ramp-up speed to maximize overall heating efficiency.

First, a numerical model based on CFD is developed to simulate the coupled phenomena of acoustic wave propagation and convective heat transfer in the fluid. This model incorporates the acoustic streaming effects and predicts temperature distributions in the battery pack for different ultrasound configurations. An experimental test is designed with actual battery cells immersed in fluid, instrumented to capture temperature responses with and without ultrasound activation. The experimental results are employed to validate the CFD model, ensuring it can reliably capture the relevant physics. In addition, a systematic design of experiments (DOE) analysis is conducted, varying factors such as the number of transducers, their orientation, and the focus location of the ultrasonic field to identify optimal configurations for uniform and rapid heating.

LITERATURE REVIEW

Lithium-ion batteries require active thermal regulation both to prevent overheating during use and to ensure adequate performance in sub-freezing conditions. Two general approaches exist. Heating strategies for low temperatures, and cooling strategies for high temperatures. External heating methods typically involve adding heaters or heating elements to the battery enclosure or module. For example, resistance heater mats or PTC (positive temperature coefficient) heating pads can be attached to cell surfaces or interwoven in modules to warm batteries in cold climates. Fluid-based heating is another external approach, wherein a warm fluid (air or liquid) is circulated around the cells. These external systems heat the battery from outside in. In contrast, internal heating techniques aim to generate heat within the cells for faster and more uniform warming. One such method is the application of alternating current (AC) or pulse currents to the battery, exploiting the cell's internal impedance to produce joule heating sometimes referred to as internal self-heating of the battery. Another internal approach involves embedding heating elements directly inside the cell or between jellyroll layers (for large-format cells) to deliver heat more directly. A state-of-the-art review by He et al. categorizes recent advances in both external and internal preheating techniques for batteries. Internal heating tends to be faster and avoids large temperature gradients across the cell, but it requires power electronics control and careful design to avoid overheating any region. External heating is simpler to implement (often controlled by the battery management system to turn heaters on/off) but may lead to thermal non-uniformity as outer parts of the cell warming sooner than the core. In modern battery packs, it is common to integrate a heating system for low-temperature operation for instance, many EV packs include either electric resistance heaters attached to cells or a coolant loop that can be warmed with using waste heat or electric heaters and circulated to preheat cells before charging. Ensuring cells are above a minimum temperature (e.g. ~10–15 °C) is vital, since Li-ion batteries cannot be charged safely below about 0 °C without risking lithium plating.

The use of high-frequency acoustic vibrations (ultrasound) to enhance convective heat transfer has been explored in various engineering fields. The primary mechanism by which ultrasound improves heat transfer is through acoustic streaming the generation of a steady flow in a fluid due to the attenuation of acoustic waves and nonlinear effects. When an ultrasonic transducer sends sound waves into a fluid, the oscillatory motion of fluid molecules can produce a net flow that superimposes

on any existing convection currents. These streaming flows effectively stir the fluid, disrupting insulating thermal boundary layers on heated surfaces and continually replenishing cooler fluid at the interface. Additionally, if the ultrasound intensity is high enough to cause cavitation the formation and collapse of micro-bubbles, the implosion of these bubbles near surfaces can induce micro-jets and turbulence that further augment heat transfer. A comprehensive review by Musielak and Mierzwa (2021) documents several instances of convection enhancement via ultrasound in air and liquids. For instance, Loh and Koretz (2005) demonstrated that an ultrasonic transducer vibrating a liquid could increase convective heat transfer coefficients in a channel flow and derived correlations for the Nusselt number augmentation. More recently, Abed et al. (2023) conducted experiments in a sub-cooled pool subject to ultrasonic irradiation. They observed significantly shorter heating times and higher heat transfer rates with ultrasound on, and developed empirical correlations relating ultrasonic power to the enhancement factor in the heat transfer coefficient. In practical terms, these studies find that ultrasound can more than double the convective heat transfer in many setups. Importantly, the degree of enhancement often depends on parameters like the frequency and power of the ultrasound, the geometry of the system, and the baseline flow regime. Higher frequencies can produce finer but potentially stronger streaming patterns, whereas lower frequencies produce larger streaming eddies. There is usually an optimal frequency and power level beyond which returns diminish or cavitation may cause unwanted effects.

Applications of ultrasound in thermal management have included ultrasonic heat sinks and heating of small electronic components where traditional heaters are impractical. In liquids, recent works have combined ultrasound with immersion heating: Li et al. (2024) examined immersing a heating element in a boiling coolant with ultrasound assistance and found improved critical heat flux due to acoustic cavitation aiding bubble removal. In the context of batteries, there is limited published research specifically on ultrasonic heating of cells, making the present study exploratory. However, analogous systems such as immersion heating of plates have been tested. For instance, vertical plate experiments have demonstrated that higher ultrasound frequency and optimized transducer positioning yield the most efficient heating. These findings suggest that directing acoustic energy to where thermal input is need to maximize heating uniformity and efficiency. Additionally, ensuring ultrasound penetrates and creates streaming across the entire fluid volume is critical multiple transducers or angled beams might be needed for larger systems to avoid acoustic dead zones without flow.

In summary, the literature indicates that effective heating of LIBs is crucial for enabling cold-weather operability and rapid charge acceptance, immersion heating offers a promising route to achieve homogeneous and efficient heating profiles, and ultrasound can significantly enhance convective heat transfer during heating by promoting active fluid mixing. This study builds on these insights by investigating ultrasonically assisted immersion heating as a method to achieve rapid and uniform warming of battery cells.

EXPERIMENTAL STURUCTURE

To validate the numerical model and demonstrate the feasibility of ultrasonically assisted immersion heating, an experimental setup was developed that replicates the core elements of the proposed concept. A figure of the experimental apparatus is shown in Figure 2 (The test setup of the immersed battery module with ultrasonic transducers and instrumentation) and Figure 3(a simplified diagram of the immersed battery module). The primary components are outlined as follows.



Figure 2. The immersed battery module with ultrasonic transducers and instrumentation.

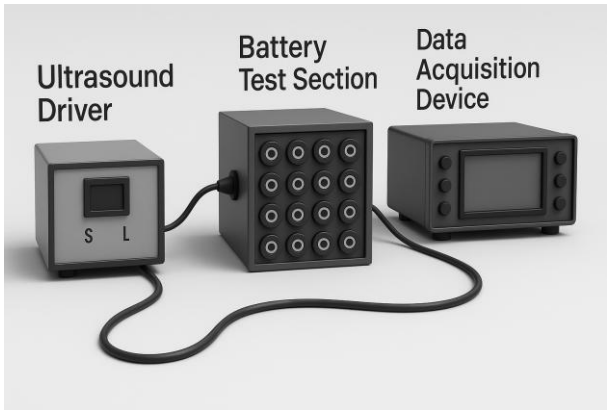


Figure 3. A simplified diagram of the immersed battery module with ultrasonic transducers and instrumentation.

Battery Module

The battery module used in the experimental setup consists of twelve Samsung INR18650-25R lithium-ion cells, each with a nominal capacity of 2500 mAh and voltage of 3.7 V. The cells are arranged in a 3-series, 4-parallel (3S4P) configuration and are spot-welded

together. Thermocouples are positioned on both the top and bottom surfaces of each cell, and additional thermocouples are placed at the geometric center of the two central cells and at the midpoint between the cell closest to and farthest from the ultrasonic transducers. These thermocouples are affixed using Sunfix adhesive for secure thermal contact. An extra thermocouple is suspended freely in the dielectric fluid to monitor fluid temperature, while another is positioned outside the tank to record ambient conditions.

Immersion Heating Tank

A single tank was fabricated using 1 mm thick stainless steel, with dimensions of 15×20×15 cm (height×length ×width), to accommodate ultrasonic transducers operating at a fixed frequency of 40 kHz. The tank was designed to ensure mechanical compatibility with the transducer system and facilitate efficient acoustic coupling. To enable thermal imaging of surface temperatures during operation, an observation window was integrated into the tank wall using heat-resistant transparent glass. Additionally, a top cover made from Plexiglas was constructed to allow secure placement of thermocouples, power cables, and a pressure sensor.

Ultrasonic Transducers

Piezoelectric ultrasonic transducers are mounted onto the stainless steel tank walls. Each transducer is driven by an independent frequency-specific generator and amplifier system, enabling fixed-frequency operation at 40 kHz. The rigid mounting and stainless steel structure ensure acoustic coupling into the fluid medium. Configurations allow variation in the number of transducers and their positions for examining influence on localized heating performance and flow field behavior.

Heating and Data Acquisition

As the battery module was non-operational during testing, internal heat generation was simulated using resistive surface heaters. These heaters were applied directly to the outer surfaces of the cells to ensure consistent and controllable thermal input. The ultrasonic drivers used in the experiment were capable of delivering up to 240 W of power. During the trials, the drivers were operated at 10%, 20%, 30%, and 40% amplitude levels to examine the effect of input power on heating performance. To accurately quantify the heat energy transferred by the transducers to the fluid, the experimental tank was thermally insulated. Furthermore, temperature measurements were conducted at 29 different points during transducer operation 28 of these were positioned on the battery surfaces within the tank, and one was located at the center of the fluid volume. To monitor the thermal behavior of the insulation material itself, two additional thermocouples were used; one T-type and one K-type thermocouple placed on the inner surface of the insulation layer. All instrumentation and components remained within the tank throughout the tests to ensure consistent fluid volume and thermal boundary conditions.

NUMERICAL MODELING

To predict the complex interactions between ultrasonic waves and convective heat transfer in the immersion-cooled battery system, a computational fluid dynamics (CFD) model was developed. This model captures the coupling between the acoustic field generated by ultrasonic transducers and the thermal-fluid behavior of the dielectric coolant surrounding the battery cells.

The goal is to understand how ultrasound-induced acoustic streaming alters coolant flow patterns and enhances heat removal from battery surfaces. The acoustic field affects local pressure and velocity distributions, which in turn influence convective heat transfer pathways. By integrating both the acoustic and thermal-fluid domains, the model enables a more realistic simulation of the overall cooling performance under ultrasonic actuation.

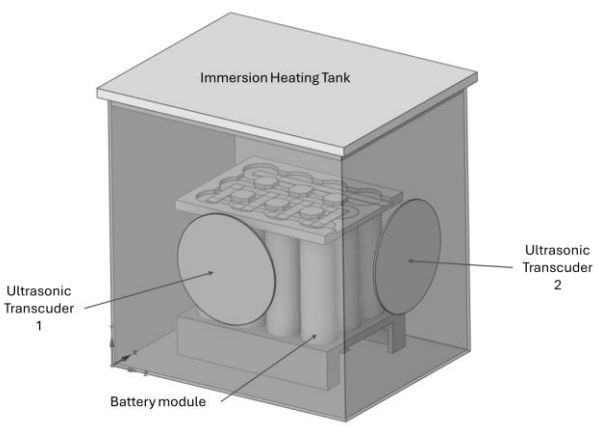


Figure 4. CFD model coupling ultrasonic acoustic field with convective heat transfer in immersion-cooled battery system.

Because full direct simulation of ultrasound (with high-frequency pressure oscillations) simultaneously with heat flow is computationally expensive, a multi-step modeling strategy was adopted:

Acoustic Field

First, the pressure field induced by the ultrasonic transducers in the fluid domain is solved, typically using a frequency-domain acoustics module. The transducers are assumed to emit a continuous sinusoidal ultrasound wave (in the kHz range) into the fluid. The acoustic pressur $p(\mathbf{r}, t)$ satisfies the homogeneous acoustic wave equation in the fluid (neglecting viscous and thermal damping for the wave propagation):

$$\nabla^2 p + \left(\frac{\omega}{c}\right)^2 p = 0 \qquad (1)$$

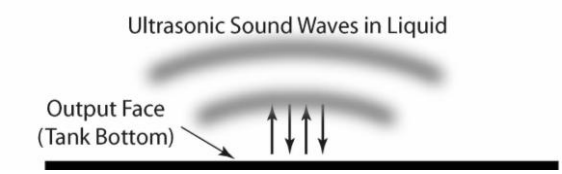


Figure 5. Blackstone-NEY Ultrasonics' propagation of ultrasonic waves in liquid from the output face at the tank bottom

where ω is the angular frequency and **c** is the speed of sound in the coolant. Boundary conditions at the transducer surfaces are specified as a vibrational velocity or pressure amplitude corresponding to the transducer's driving voltage and frequency. The solution yields the spatial distribution of acoustic pressure and particle velocity. Notably, standing wave patterns may form if reflections occur (e.g. at tank walls or battery surfaces), leading to regions of high acoustic intensity.

Acoustic Streaming Computation

The time-averaged effect of the ultrasound on the fluid flow (acoustic streaming) is incorporated as a body force in the Navier-Stokes equations. Following standard approaches, an acoustic body force term $\mathbf{F}_{ac}$ is derived from the gradient of the Reynolds stress tensor of the acoustic field. This force pushes the fluid in the direction of wave propagation (or in loops for standing waves), driving a steady streaming motion. $\mathbf{F}_{ac}(\mathbf{r})$is computed from the acoustic field solution and included in the momentum equation:

$$\rho\frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} + \rho(\mathbf{u}\cdot\nabla)\mathbf{u} = -\nabla P + \mu\nabla^2\mathbf{u} + \mathbf{F}_{\text{ac}} \quad (2)$$

where **u** is the fluid velocity, P is pressure, μ is dynamic viscosity, and ρ is density. The acoustic force acts as a distributed momentum source that can drive flow even in the absence of buoyancy or other forces. This modeling approach aligns with techniques used in prior CFD studies of ultrasound-enhanced flow.

To simulate the time-dependent nature of the acoustic field, the pressure wave generated by the ultrasonic transducer is modeled as a sinusoidal function of time, typically in the form:

$$P(t) = P_0 \sin(2\pi f t) \quad (3)$$

where P_0 is the pressure amplitude, fff is the ultrasound frequency, and t is time. This sinusoidal excitation creates a periodic acoustic pressure distribution that couples with the fluid, generating streaming effects through nonlinear interactions.

Heat Transfer and Battery Model

The battery pack or cells in the simulation is represented with appropriate geometry. To simulate cold-start conditions, a low initial cell temperature is assumed (e.g. 0–5 °C), and the objective is to reach a uniform 23 °C target via immersion heating. Heat transfer occurs through convection from the fluid to the battery surfaces. The energy equation in the fluid is solved:

$$\rho c_p\frac{\partial T}{\partial t} + \rho c_p(\mathbf{u}\cdot\nabla)T = k\nabla^2 T \quad (4)$$

with heat exchange at the battery surfaces. The convective heat transfer coefficient emerges from the flow solution. Inside the battery, thermal conduction is considered or a lumped thermal model is applied. Thermophysical properties of the coolant are specified.

Buoyancy and Flow Regime

The model can incorporate buoyancy effects (natural convection) using the Boussinesq approximation if temperature differences lead to significant density variations. However, in this case, ultrasonic streaming and any imposed forced circulation are the primary drivers of fluid motion. Buoyancy plays a secondary role, as the system is designed to maintain a nearly isothermal condition around 23 °C. Nevertheless, any residual hot spots may induce slight buoyant rises of warmer fluid, which the model accounts for.
The CFD simulations are conducted in a 3D domain that represents the experimental tank with dimensions comparable to the physical prototype. Mesh refinement is critical near the battery and transducer surfaces to accurately capture boundary layers and acoustic gradients. A transient solver is employed to allow the streaming flow to develop from rest. The ultrasound is modeled in a time-averaged manner, and time steps on the order of milliseconds are used to resolve the evolution of both the streaming flow and the thermal field.

Numerical Validation

Outputs include fluid velocity fields (indicating acoustic streaming), temperature distributions, convective heat flux at cell surfaces, and heat transfer coefficients. Parametric variations such as transducer count and orientation are studied to assess their impact on heating performance. This model supports virtual experimentation and complements physical tests. Validation against experimental data provides confidence for extrapolation. Recent work by Wan et al. (2020) who simulated a focused ultrasound field in a liquid-filled cavity and showed that the cavity with ultrasound had much higher natural convection coefficients than without. Also, Kumar et al. (2021) used CFD to analyze acoustic body-force driven flows and provided insights on vortex formation under ultrasonic fields, which informed our approach to include $\mathbf{F}_{ac}$. The validation phase began with

the battery module immersed in a stagnant dielectric fluid, where surface-mounted heaters brought the system to a steady baseline temperature condition. Each experimental run was maintained for one hours to ensure thermal equilibrium and to match the transient window used in the CFD model. Once the target temperature level was reached, ultrasonic transducers were activated under four distinct test cases corresponding to amplitude levels of 10%, 20%, 30%, and 40%. Each case was designed to systematically evaluate the effect of increasing ultrasound intensity on heat distribution and fluid thermal behavior.

During ultrasound activation, temperatures were continuously monitored to determine the change in maximum cell temperature and average fluid temperature over time. The transducers, operating at 40 kHz, generated acoustic streaming that promoted localized mixing, leading to enhanced convective heat transfer. As a result, both the rate of temperature rise and the uniformity across battery cells improved, providing quantitative insights into the heating efficiency of ultrasound-assisted immersion. Power levels were incrementally varied (10%, 20%, 30%, 40%) to assess the relationship between acoustic energy input and resulting heat transfer enhancement.

Upon validation, the system was tested under the four amplitude cases to assess the effect of ultrasound on thermal distribution for one hour. For each case, the peak battery cell temperature and the average fluid temperature were recorded. The simulation trends were in line with experimental measurements, as shown in Tables 1 and 2, confirming that increasing ultrasonic input led to more rapid and uniform heating across the battery pack.

Table 1. Comparison of experimental and CFD results for maximum cell temperature rise ΔT_{max} under varying ultrasonic amplitude levels after 3600s.

ΔT_{max}			
Amplitude	Experimental	CFD	Difference
10	2,00	2,16	0,16
20	7,65	7,92	0,27
30	13,67	13,97	0,29
40	22,30	23,65	1,35

Table 2. Comparison of experimental and CFD results for average fluid temperature rise ΔTavg under varying ultrasonic amplitude levels after 3600s.

ΔT_{avg}			
Amplitude	Experimental	CFD	Difference
10	1,55	1,8	0,25
20	6,97	7,38	0,41
30	13,15	13,61	0,46
40	21,32	22,61	1,29

The quantitative agreement observed in Tables 1 and 2 demonstrates the strong correlation between experimental data and CFD predictions. The maximum deviation across all cases remained within 1.35 °C for ΔT_{max} and 1.29 °C for ΔT_{avg}, which are considered acceptable margins in thermal validation studies. These results confirm that the CFD model reliably captures both local and bulk thermal dynamics induced by ultrasonic activation. Consequently, the validated model provides a robust foundation for further parametric analysis and design space exploration beyond the limitations of physical testing. Given experimental constraints, the DOE matrix was further explored through simulation, with selected experimental runs used to corroborate optimal ultrasound parameters.

DESIGN OF EXPERIMENTS (DOE) FOR OPTIMIZATION

To systematically study the influence of ultrasound configuration on heating performance, a Design of Experiments (DOE) analysis was conducted based on two-dimensional manipulation of transducer positions. The focus was to evaluate how changes in the spatial placement of two ultrasonic transducers affect thermal uniformity and heating rate within the immersed battery module. Only a single factor was considered in this DOE setup, which is Transducer Orientation for two different transducers.

This factor was examined as normal, which means the transducer face is parallel to the battery face, sending sound orthogonally into the pack.

A total of 2 transducer DOE combinations were created, and CFD simulations were performed with a 30% amplitude variation at 0 °C. The evaluation of how each specific configuration impacted the heating profile. After each simulation, the maximum temperature of the battery module and the average fluid temperature were recorded.

In this study, one transducer operates along the X-direction, while the other transducer is oriented along the negative Z-direction. For both transducers, optimization studies were conducted based on their validated experimental positions as illustrated in the schematic view. The positional adjustments were explored within a defined range in two directions for each transducer. Figure 6 illustrates the direction and naming convention of these parameters. Specifically, for Transducer 1, the parameters are denoted as t1a (displacement along the Y-axis) and t1b (displacement along the Z-axis). For Transducer 2, the parameters are labeled t2a (displacement along the Y-axis) and t2b (displacement along the X-axis). All parameters were varied within a range of ±30 mm, except for t2b, which was limited to a range of ±20 mm. In the figure, the shaded area corresponds to the parametric sweep range for transducer displacement.

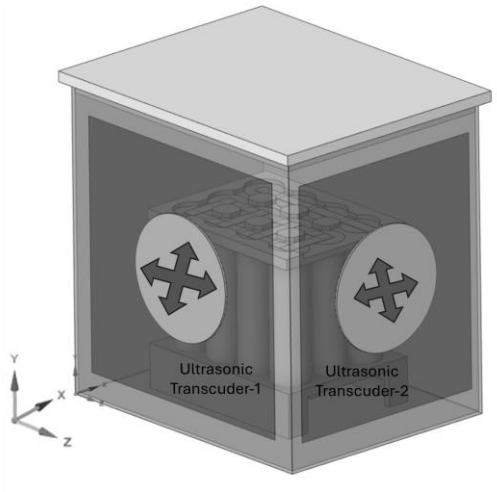


Figure 6. Parametric displacement directions and ranges for transducer optimization

For each DOE run, the following performance metrics were evaluated:

1. Maximum Cell Temperature T_{max} (°C): the highest temperature observed among all cells at 3600s. The closest temperature is preferred, with maximum temperature.

2. Average Cell Temperature T_{avg} (°C): Average cell temperature is defined as the mean value recorded. It indicates the general thermal response of the cells to the applied heating mechanisms.

The following trends were observed from simulations and experiments. Ultrasound orientation significantly affected flow patterns. Normal incidence created axial jets that directly heated the center of the pack. Based on these observations, the optimal configuration was identified. This setup provided consistent thermal distribution and efficient energy usage.

RESULTS AND DISCUSSION

In cold-start conditions, rapid and spatially uniform heating is essential to maintain lithium-ion battery performance, prevent lithium plating, and ensure operational safety. This requirement is particularly critical in electric vehicle applications, where prolonged exposure to low temperatures can significantly reduce driving range and charging efficiency. The results obtained from the comprehensive experimental trials and high-fidelity CFD simulations collectively provide strong evidence supporting the efficiency of ultrasonically assisted immersion heating for lithium-ion battery modules. Compared to conventional immersion heating, the integration of ultrasound resulted in both faster temperature rise and superior uniformity across all cells, underscoring the significant improvement in heating rates and thermal uniformity that ultrasound-induced convective enhancements can achieve.

Simulation Results and Validation

The experimentally observed trends were consistently reproduced in CFD simulations under identical operating conditions. As the ultrasound input amplitude increased, the simulations demonstrated intensified fluid circulation loops caused by acoustic streaming. These streaming flows, generated by the interaction of ultrasonic waves with the fluid medium, effectively broke down thermal boundary layers on the surfaces of the battery cells, thereby enhancing convective heat transfer throughout the fluid domain.

To further validate the developed numerical model, a comprehensive comparison was conducted between the temperature responses obtained from experimental measurements and those predicted by CFD simulations. This comparison was performed at four distinct ultrasonic amplitude levels (specifically 10%, 20%, 30%, and 40%) to represent a broad operational range and evaluate model consistency under varying acoustic energy inputs.

Two principal thermal performance indicators were selected for this validation process. The maximum temperature rise of the battery cells (ΔT_{max}), which reflects the highest thermal exposure experienced within the system, and the average fluid temperature rise (ΔT_{avg}), which provides insight into the bulk convective behavior of the dielectric liquid medium. Both metrics were recorded at the 3600-second mark of continuous ultrasonic heating, ensuring that transient thermal behaviors had sufficiently stabilized for meaningful comparison.

The results of this comparative analysis are presented in Figure 7, where the ΔT_{max} and ΔT_{avg} trends are illustrated separately to enhance visual clarity and avoid overlapping interpretations. The figure effectively demonstrates the strong correlation between experimental observations and numerical predictions across all tested amplitude levels. This high degree of agreement not only confirms the fidelity of the simulation framework in capturing both local and global thermal dynamics, but also reinforces its reliability as a predictive tool for evaluating untested scenarios in future optimization studies.

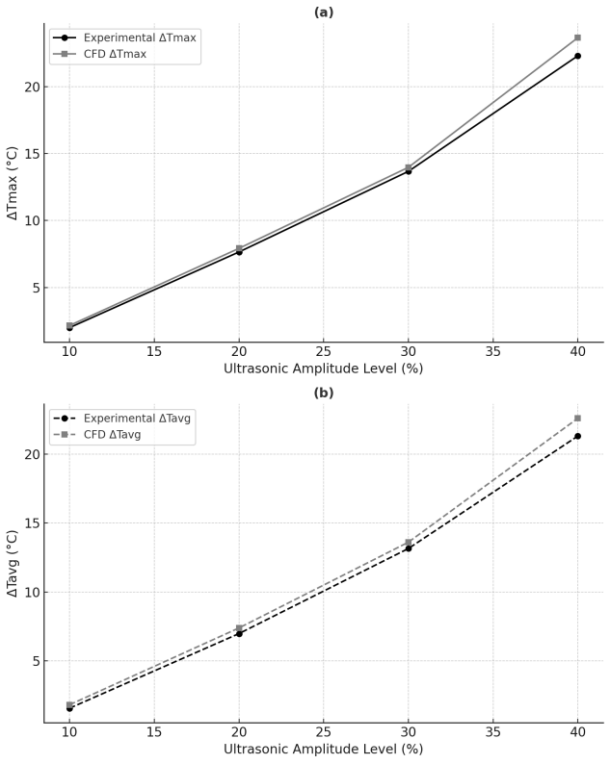


Figure 7. Temperature rise comparison (ΔTmax and ΔTavg) under ultrasonic amplitude variations. Strong agreement validates CFD model.

Such predictive capability is especially valuable during the design phase, as it reduces the need for costly and time-consuming physical trials while enabling rapid exploration of alternative configurations.

DOE Evaluation

A targeted Design of Experiments (DOE) analysis was conducted to evaluate the influence of transducer placement on heating performance. This analysis was based on 2D variations in the position and orientation of two ultrasonic transducers mounted on opposing walls of the stainless steel tank.

Both lateral and vertical positioning of each transducer relative to the battery module were systematically adjusted to evaluate the distribution of acoustic fields and their resulting impact on flow development. The simulations revealed that while direct (normal) incidence led to focused heating in localized regions, it also created trade-offs between peak heating and overall thermal uniformity.

These DOE findings were supported by select physical tests that verified the influence of transducer geometry on convective patterns.

All positional movements were tested within the defined sweep ranges to understand the directional sensitivity of each parameter in terms of flow generation, heat dispersion, and thermal field stability.

Each transducer's position was systematically varied to understand its isolated and combined effects on flow patterns and temperature distribution within the immersed battery module.

The DOE focused on normal orientations, where transducers were aligned parallel to the battery surface to generate orthogonal acoustic waves. A total of 25 configurations were simulated with a fixed 30% amplitude at 0 °C.

Two metrics were analyzed: (1) maximum battery temperature (T_{max}), and (2) average temperature (T_{avg}). The optimization objective was to achieve a configuration that maximizes (T_{max}) while maintaining a high (T_{avg}), ensuring both efficient heating and temperature uniformity across the module.

Results showed that orientation and positioning significantly altered flow and heating patterns. Normal incidence led to centered axial jets and better heat concentration. Based on these evaluations, an optimal configuration was identified that simultaneously maximized T_{max} and T_{avg}, leading to both strong localized heating and effective overall thermal uniformity. The local sensitivity plot is shown in Figure 8.

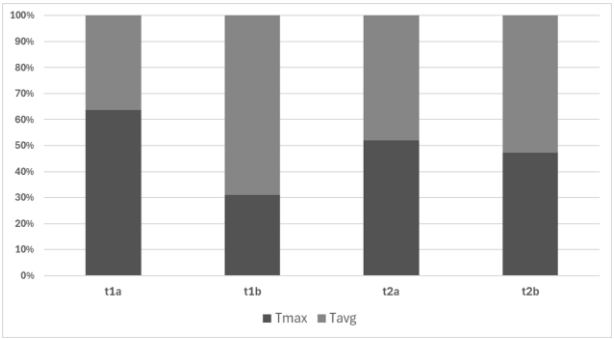


Figure 8. Comparison of experimental and CFD results for ΔTmax and ΔTavg under varying ultrasonic amplitudes, demonstrating close agreement in temperature rise.

Figure 8 further illustrates that the y-axis positioning of the first transducer had the most positive effect on T_{max}, whereas the x-axis placement of the second transducer had a stronger influence on T_{avg}.

This suggests that while certain positions enhance peak heating, others contribute to better overall uniformity a balance that must be considered in optimization.

The best-performing configuration, identified through DOE-based response tracking, involved placing the first transducer near the center in both the Y (t1a = −1.85 mm) and Z (t1b = −0.25 mm) directions, while the second transducer was positioned lower along the Y-axis (t2a = −28.2 mm) and slightly retracted along the X-axis (t2b = 0.28 mm).

$T_{max} \approx 17.6$ °C

$T_{avg} \approx 13.4$ °C

These values represent a balance between minimizing localized overheating and achieving acceptable average heating rates ideal for preserving battery module safety while ensuring effective thermal activation.

Experimental results were in strong agreement with the simulation trends, confirming that ultrasonic field symmetry and positioning govern internal convection and thereby the thermal profile. The optimized layout enabled efficient energy coupling with spatially stable heat distribution.

Summary of Key Outcomes

A strong and proportional correlation was observed between ultrasonic amplitude and thermal performance metrics, particularly in terms of average fluid temperature (T_{avg}) and maximum cell temperature (T_{max}), highlighting the effectiveness of acoustic streaming in enhancing convective heat transfer.

High consistency between CFD simulations and experimental results validated the reliability of the numerical framework in capturing complex acoustic-thermal interactions, reinforcing its utility as a design tool for future applications.

DOE analysis revealed that precise control of Y-direction displacement for the first transducer and X-direction displacement for the second transducer has a dominant effect on heating performance, providing a clear optimization pathway.

The optimal transducer configuration, determined through DOE simulations and validated experimentally, achieved a peak temperature (T_{max}) of approximately 17.6 °C and an average cell temperature (T_{avg}) of about 13.4 °C within 3600 seconds at 30% input amplitude, under a 0 °C ambient environment.

Ultrasound-assisted immersion heating demonstrated significant advantages for cold-start conditions, offering faster thermal ramp-up, improved uniformity, and energy-efficient operation compared to conventional heating methods. This confirms its potential as a scalable and adaptable thermal management solution for next-generation battery systems.

CONCLUSION

This study successfully demonstrated the feasibility and effectiveness of ultrasonically assisted immersion heating as an advanced thermal management strategy for lithium-ion batteries under cold-start scenarios. The integration of acoustic streaming into a dielectric fluid medium significantly enhanced convective heat transfer, resulting in more rapid and spatially uniform temperature increases across the battery module.

Experimental trials using a 3S4P INR18650-25R battery assembly, coupled with CFD simulations, showed that increased ultrasonic amplitude consistently led to improved heating performance. Validation efforts confirmed the numerical model's accuracy, establishing it as a powerful predictive tool for further system optimization.

The Design of Experiments (DOE) approach provided key insights into how transducer positioning influences flow patterns and thermal outcomes. The identification of an optimal transducer configuration—specifically involving targeted displacement along the Y and X axes enabled a fine-tuned balance between peak temperature and thermal uniformity.

In conclusion, ultrasound-assisted immersion systems present a scalable, energy-efficient, and high-performance solution for thermal regulation of lithium-ion batteries, especially in low-temperature applications such as electric vehicle startup. Future work will explore multi-transducer arrays, adaptive amplitude control, and integration with real-time battery management systems (BMS) to further enhance system responsiveness and thermal stability.

SEMBOLLER

A	Surface area [m²]
c	Speed of sound [m/s]
D	Diameter [m]
F_{ac}	Acoustic body force [N/m³]
h	Convective heat transfer coefficient [W/m²·K]
k	Thermal conductivity [W/m·K]
μ	Dynamic viscosity [Pa·s]
P	Pressure [Pa]
Q	Heat energy [W]
Re	Reynolds number [$=VD\rho/\mu$]
ρ	Density [kg/m³]
T	Temperature [°C]
T_{max}	Maximum temperature [°C]
T_{avg}	Average temperature [°C]
ΔT_{max}	Maximum temperature difference [°C]
ΔT_{avg}	Average temperature difference [°C]
u	Velocity [m/s]
V	Volumetric flow rate [m³/s]
ω	Angular frequency [rad/s]

ACKNOWLEDGMENT

This work was partially supported by the Scientific and Technological Research Council of Turkey (TÜBİTAK) under the 1001 program with project number 122R059. The authors would like to thank TÜBİTAK for its financial support..

REFERENCES

Abed H., Zhang L. ve Wang Y., 2023, Ultrasound-Induced Heat Transfer Enhancement in Subcooled Pools: Experimental and Correlational Analysis, *Exp. Therm. Fluid Sci.*, 140, 110732.

Bartoli M., Ricci D. ve Santarelli M., 2020, Ultrasound-Assisted Heat Transfer in Immersion Cooling of Electronic Components, *Appl. Therm. Eng.*, 169, 114963.

Kumar R., Lee C. ve Sahu S., 2021, Modeling of Acoustic Streaming-Induced Vortices in Liquid Cooling Systems Using CFD, *Ultrasonics Sonochemistry*, 74, 105570.

Li X., Zhang Q. ve Huang Y., 2024, Boiling Heat Transfer Enhancement by Ultrasonic Cavitation in Immersion Cooling, *Int. J. Heat Mass Transf.*, 214, 124285.

Loh W. H. ve Koretz B., 2005, Convective Heat Transfer Augmentation Using Ultrasonic Streaming: A Channel Flow Study, *J. Heat Transfer*, 127(2), 187–193.

Musielak G. ve Mierzwa D., 2021, Review of Convective Heat Transfer Enhancement by Ultrasound, *Heat Transfer Engineering*, 42(5), 389–406.

Ozer B., Demir A. ve Kaya U., 2023, Single-Phase Immersion Cooling Enhanced by Ultrasonic Cavitation: A Parametric Study, Int. *J. Heat Mass Transf.*, 201, 123456.

Roe J., Kim H. ve Zhao Y., 2022, Enhanced Thermal Regulation in Lithium-Ion Batteries Using Liquid Immersion Techniques, *J. Power Sources*, 520, 230–239.

Wan J., Liu X. ve He W., 2020, CFD Simulation of Focused Ultrasound in Heat Transfer Applications, *J. Fluids Eng.*, 142(3), 031501.

Internet, 2020, Blackstone-NEY Ultrasonics, *Ultrasonic transducer construction and sound wave propagation diagram*, https://www.ctgclean.com/tech-blog

BOŞLUK TABANLI SCRAMJET MOTORLARDA OPTİMUM BOŞLUK GEOMETRİSİNİN BELİRLENMESİ

Oğuz BAŞ*, Burak KURŞUN*, Korhan ÖKTEN*
*Amasya Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü,
00050 Merkez, AMASYA,
oguz.bas@amasya.edu.tr

Özet: Scramjet motorları havacılıkta yaygın olarak kullanılan ve içerisinde hareketli parça barındırmaması sebebi ile birçok avantajı içerisinde barındıran jet motorlarıdır. Ancak, bu motorlarda akış hızının ses üstü olması sebebi ile (Ma>1), hava ve yakıtın tam anlamı ile karışması için yanma odasında akış hızının düşmesi, buna karşılık termal ve dinamik yüklerin güvenli tasarım aralığında olması gerekmektedir. Bu sebeple motorun hava kanalı geometrisinin optimum ölçülerde tasarlanmalıdır. Bu çalışmada giriş hızı Ma=3 olarak olan Ansys Fluent' de 2 boyutlu RANS yanma odasında boşluk geometrisi yanma reaksiyonları olmadan modellenmiştir. Parametrik optimizasyon; boşluk yükseklik uzunluk oranı (L/D), ve boşluk arka rampa eğim açısı (α) değişkenlerine bağlı olarak gerçekleştirilmiş olup, bu değerler sırası ile L/D=2-6 ve α=15-90º aralıklarında incelenmiştir. Parametrik optimizasyonun çıktıları olarak; boşluk sürüklenmesi, boşluk bölgelerinin duvarlarındaki ortalama sıcaklık ve basınç değerlerinin yanısıra bu boşluk ve serbest ana akış alanı bölgelerindeki ortalama akış hızı verileri incelenmiştir. Çalışma sonucunda incelenen parametrelerin optimum değerlerini aldığı tasarım parametreleri nedenleri ile paylaşılmıştır.
Anahtar Kelimler: Scramjet, Boşluk, Optimizasyon, Yanma verimi

DETERMINATION OF THE OPTIMUM CAVITY GEOMETRY IN CAVITY-BASED SCRAMJET ENGINES

Abstract: Scramjet engines are jet propulsion systems widely used in aerospace applications and offer several advantages due to their lack of moving parts. However, since the flow within these engines is supersonic (Ma > 1), it is essential to reduce the flow velocity within the combustion chamber to ensure proper mixing of air and fuel. At the same time, thermal and dynamic loads must remain within safe design limits. Therefore, the internal duct geometry of the engine must be optimally designed. In this study, a 2D RANS combustion chamber model was developed in ANSYS Fluent, assuming an inlet Mach number of Ma = 3, and cavity geometry was modeled without combustion reactions. Parametric optimization was conducted based on two variables: the cavity length-to-depth ratio (L/D) and the aft ramp angle (α). These parameters were examined in the ranges of L/D = 2–6 and α = 15–90°, respectively. The outputs of the parametric optimization include cavity drag, average wall temperature and pressure within the cavity regions, and the average flow velocity in both the cavity and the free-stream regions. As a result of the study, the design configurations where the investigated parameters yield optimum performance are shared along with the underlying reasons.
Keywords: Scramjet, Cavity, Optimization, Combustion Efficiency

1. GİRİŞ

Süpersonik hızlarda etkin şekilde çalışan Ramjet motorları, gelecekte geliştirilmesi planlanan hava soluyan hipersonik uçuş sistemleri için büyük bir potansiyel taşımaktadır; zira basit yapıları, hareketli parça içermemeleri, yüksek hızlarda sağladıkları yüksek itme verimi ve görece düşük yakıt tüketimleri ile önemli avantajlar sunmaktadır [1]. Scramjet motorlarında karşılaşılan en temel sorunlardan biri, yüksek hızlardaki kısa ikamet süresi nedeniyle hava ve yakıtın yeterince homojen karışamaması olup, bu durum tam yanmanın gerçekleşmesini engellemekte ve dolayısıyla alev stabilizasyonu ile yanma verimini olumsuz etkilemektedir [2].

Literatürde, yanma performansını artırmak için çeşitli yöntemler denenmiştir. Bu yöntemler üç ana başlık altında toplanabilir: Birinci yaklaşım, kimyasal reaksiyonu hızlandırmak için plazma-kıvılcım

yönteminin kullanılmasıdır. İkinci yaklaşım, havanın ikame süresini artırarak yakıt-hava karışımını iyileştirmek için boşluk tabanlı alev tutucuların kullanılmasıdır. Üçüncü yaklaşım ise, yakıt-hava karışımını artırmak amacıyla girdap üretici mekanizmaların kullanılmasıdır [3]. Bu yöntemler arasında, boşluk tabanlı scramjet motorları farklı boşluk geometrileri için incelenmiş ve literatürde geniş yer bulmuştur. Bu amaçla yapılan en kapsamlı çalışmalardan biri Gruber ve arkadaşları tarafından hem nümerik hem deneysel olarak gerçekleştirilmiştir. Gruber ve arkadaşları [4], farklı L/D oranları için kenar oranları ve arka rampa açısını değiştirerek boşluk tabanlı alev tutucu yapılarını hem deneysel hem sayısal olarak incelemiştir. Çalışma, kaynaşma katmanının yapısının büyük ölçüde arka rampa açısına bağlı olduğunu ve bu açının azalmasıyla ayrışma dalgalarının genişleme dalgalarına dönüştüğünü göstermiştir. Ayrıca düşük rampa açılarının, daha kısa kalış süresi ve daha yüksek sürükleme katsayısına neden olduğu bulunmuştur. Lee ve arkadaşları [5], boşluk geometrileri ve yakıt enjektörlerinin süpersonik yanma üzerindeki etkilerini hem ampirik hem de sayısal olarak incelemiştir. Çalışmalarında, boşluksuz yapılarda ve çok sayıda küçük enjektöre sahip sade boşlukların yanma performansını belirgin şekilde artırdığını göstermişlerdir. Buna karşılık, zikzak boşluk geometrisinin yanma verimini ciddi şekilde düşürdüğü tespit edilmiştir. Sun ve arkadaşları [6], hidrojenle çalışan çoklu boşluklu scramjet motorunda yanma sürecini incelemek amacıyla Schlieren sistemi ve yüksek hızlı kamera kullanmıştır. Çalışmada, ateşleyici yakınında oluşan alev çekirdeğinin zamanla büyüyerek boşluk içinde tam bir aleve dönüştüğü gözlemlenmiştir. Ayrıca şok dalgaları ve alevin yayılma süreci net bir şekilde görüntülenmiştir. Wei Huang ve arkadaşları [7], hidrojenle çalışan scramjet motorlarında kullanılan boşluk tabanlı alev tutucuların geometrik parametrelerinin (örneğin: uzunluk-yükseklik oranı, giriş ve çıkış derinliği oranı, eğim açısı) toplam sürükleme kuvvetine etkisini sayısal yöntemlerle incelemiştir. Çalışmada, özellikle uzunluk/giriş derinliği (L/D_u) ve çıkış/giriş derinliği (D_d/D_u) oranlarının sürükleme kuvveti üzerinde belirleyici olduğu ortaya konmuştur. Ayrıca, $D_d = D_u$ durumunda sürüklemenin en yüksek olduğu ve L/Du oranı arttıkça sürükleme kuvvetinin negatiften pozitife geçerek artış gösterdiği belirlenmiştir. Moradi ve arkadaşları [8], dairesel, dikdörtgen ve trapez şeklindeki boşluk alev tutucuların supersonik akışta hidrojen yakıtla hava arasındaki karışım verimliliğine etkisini sayısal akışkanlar dinamiği (CFD) yöntemiyle incelemiştir. Yapılan analizler sonucunda, trapez biçimindeki boşlukların boşluk içinde kararlı girdaplar oluşturarak alev oluşumunu daha iyi desteklediği ve en verimli karışım bölgesini sağladığı belirlenmiştir. Ayrıca, serbest akış Mach sayısının artmasıyla birlikte boşluk içindeki karışım daha dengeli hale gelmiş ve yüksek hızlarda daha kararlı bir tutuşma bölgesi elde edilmiştir. Wang et al., [9] kavite boyutunun değişimiyle birlikte alevin tutuşturula bilirliği, kararlılığı ve sönme (blowoff) sınırları üzerindeki etkiler incelenmiştir. Yapılan çalışmada değişken olarak kavite (alev tutucu) boyutu seçmiş ve üç farklı boşluk uzunluğu için incelemeler gerçekleştirilmiştir. Sonuçlar, en uygun tutuşturma ve alev kararlılığının orta boyuttaki kavite ile sağlandığını göstermektedir. Yang ve arkadaşları, [10] bu çalışmalarında etilen yakıtlı bir scramjet motorunda kavite alev tutucunun geometrisinin, özellikle de kavite içi duvarlara verilen eğim açısının (swept angle), alevin kararlılığı ve sönme (blowout) davranışı üzerindeki etkilerini deneysel olarak incelemiştir. Yaptıkları testler sonucunda, duvarlara verilen 30° eğimin, düz duvarlı kaviteye kıyasla akış yönlendirmesini iyileştirerek yakıt-hava karışımını artırdığı ve bu sayede alev kararlılığını güçlendirdiği ortaya konmuştur. Elde edilen bulgular, eğimli duvarlara sahip kavite tasarımının scramjet motorlarında daha verimli yanma ve gelişmiş alev sürdürülebilirliği sağladığını göstermektedir.

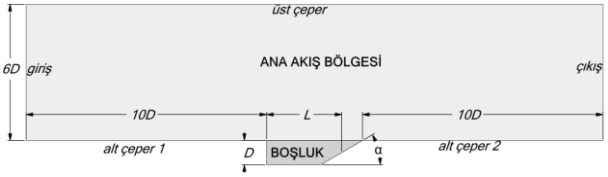
Lakka ve ark. [11], yakıt enjeksiyonu için çıkıntılı yapı kullanılan bir scramjet yanma odasında, boşluk (cavity) geometrisinin yanma performansı üzerindeki etkileri sayısal olarak araştırmışlardır. Boşluk kullanılan tasarımın, daha erken başlayan ve yaklaşık %80 verime ulaşan daha güçlü bir yanma sağladığı, ayrıca hava ile yakıtın daha iyi karışmasını sağladığı görülmüştür. Yapılan analizlerde, L/D = 4 ve α = 30° değerlerinin en iyi sonuçları verdiği belirlenmiştir.

Yukarıda scramjet boşluk geometrisine bağlı sistem çıktıları incelenmiştir. Bu çalışmada ise boşluğun karakteristik uzunluğu, derinliği ve arka duvar eğim açısını geniş bir aralıkta incelenmiş ve sistem çıktıları için en iyi sonuçları elde etmeye çalışılmıştır. Ek olarak seçilen olası en iyi ve en kötü tasarım noktasının farklı Mach sayılarında performansını nümerik olarak incelenmiştir.

2. SAYISAL YAKLAŞIM

2.1. Geometri ve Ön İşlemler

Bu çalışmada kullanılan iki boyutlu geometrinin hazırlanması, incelenecek geometrik özelliklerin parametrik hale getirilmesi, akış alanlarının belirlenmesi ve sınır koşullarının adlandırılması ön işlemleri için CAD yazılımı olan SpaceClaim'den yararlanılmıştır. Oluşturulan geometri, akış alanları, parametreler ve sınır koşullarının adlandırılmaları Şekil 1'de gösterilmiştir.



Şekil 1. Bu çalışmada kullanılan 2 boyutlu akış alanının geometrik özellikleri

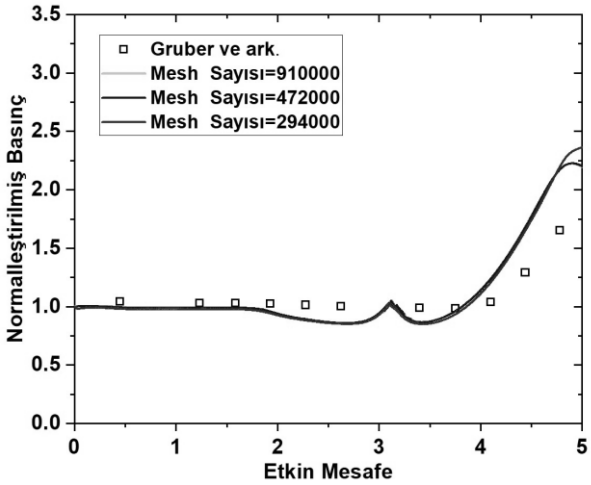
Bu çalışmada, doğrulama amacıyla [4] numaralı referansta kullanılan akış alanına benzer bir yapı oluşturulmuş ve önceki benzer çalışmalar da göz önünde

bulundurulmuştur. Bu sayede akış alanının boşluktan önce tam gelişmiş akış koşulunu sağlayacak kadar uzun ve ağ sayısının gereğinden fazla olmasını engelleyecek kadar yeterli olması sağlanmıştır. Buradan hareketle, Şekil 1.'de akış bölgesi geometrisi ve tanımlamalar belirtilmiş olup tasarım sırasında geometride değiştirilmesi planlanan parametreler tanımlanmıştır. Parametrik çalışma için, her açıklık oranı ($L/D \in \{2,3,4,5,6\}$) için altı farklı açı ($\alpha \in \{15°,30°,45°\}$), test edilmiştir.

2.2. Ağ hazırlama ve Doğrulama

Ağ (mesh) hazırlama aşaması, bir CFD (Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği) çalışmasında en fazla zaman alan, en dikkatli yürütülmesi gereken ve sonuçların doğruluğunu en çok etkileyen adımlardan biridir. Ağ yapısının seyrek olması, doğruluk düzeyinden ödün verilmesine neden olurken; aşırı yoğun bir ağ yapısı ise hesaplama maliyetlerini (donanım ve yazılım yükleri ile çözüm süresi açısından) gereksiz yere artırabilmektedir. Bu nedenle, ağ elemanı sayısı ile çözüm doğruluğu arasındaki hassas dengeyi sağlamak adına yapılan ağdan bağımsızlık çalışmaları, nitelikli bir CFD analizinin temel koşullarından biridir. Bu tür testlerde genellikle tüm akış alanında, belirli bir stratejiye göre ağ elemanı sayısı artırılır ve buna karşılık gelen çıktı parametreleri nicel ya da nitel olarak analiz edilir. Çıktıdaki değişimin, ağ elemanı sayısındaki artışa rağmen belirli bir sınırın altına düştüğü durum, çözümün ağdan bağımsız hale geldiği seviye olarak kabul edilir. Bu seviyeden sonra yapılacak daha yoğun ağ kullanımı, doğruluk açısından önemli bir katkı sağlamayacağı gibi, hesaplama maliyetlerini de gereksiz şekilde artıracaktır."

Bu çalışmada, L/D=3L/D = 3L/D=3 ve α=30∘\alpha = 30^\circα=30∘ boşluk geometrisine sahip model için üç farklı ağ seviyesi test edilmiştir. Her bir ağ düzeyinde, boşluk duvarlarındaki normalize edilmiş basınç dağılımı incelenmiştir. Sırasıyla Ağ1, Ağ2 ve Ağ3 için elde edilen toplam eleman sayıları yaklaşık olarak 294.000, 472.000 ve 910.000'dir. Ağdan bağımsızlık testi sonuçları ile Gruber'in [4] deneysel verileri Şekil 2'de sunulmuştur. Elde edilen sonuçlara göre, Ağ1'den Ağ2'ye geçişte belirgin farklar gözlemlenmiş, ancak Ağ2 ile Ağ3 arasında anlamlı bir değişim tespit edilmemiştir. Bu nedenle, bu çalışmada hesaplama maliyeti ve doğruluk dengesi gözetilerek Ağ2 düzeyine ait ağ ayarları tercih edilmiştir. Deneysel verilerle karşılaştırıldığında, ön ve alt duvarlarda oldukça yakın basınç değerleri elde edildiği görülmüştür. Ancak, arka duvarın sonlarına doğru deneysel verilere kıyasla belirli sapmalar ortaya çıkmıştır. Bu farkların türbülans modeli seçimi, sayısal çözümde oluşabilecek yuvarlama hataları gibi etkenlerden kaynaklanabileceği düşünülmektedir. Özellikle alt duvarda gözlemlenen bu tür sapmalar, literatürde de sıkça raporlanmaktadır. Tüm bu bulgulara rağmen, CFD sonuçları ile deneysel veriler arasında genel olarak iyi bir uyum sağlanmıştır.



Şekil 2. Ağdan bağımsızlık testi sonuçlarının deneysel verilerle kıyaslanması

2.3. Çözücü Ayarları ve Son İşlemler

Bu çalışmada, iki boyutlu boşluk tabanlı bir yanma odası tasarımı; sıkıştırılabilir ve daimi akış koşulları altında, ANSYS Fluent yazılımı kullanılarak sayısal olarak analiz edilmiştir. Sayısal çözüm sürecinde oluşabilecek yuvarlama hataları ve yakınsama problemlerini en aza indirmek amacıyla çözücüde çift duyarlıklı (double-precision) hesaplama yapılmış ve tüm kalıntılar için yakınsama kriteri olarak 10^{-4} değeri seçilmiştir. Ayrıca ayrıklaştırma yöntemi olarak ikinci dereceden Upwind şemaları tercih edilmiştir.

Kararlı bir yakınsama elde edebilmek için, çıktı parametrelerinin zamana bağlı değişimleri takip edilmiştir. Bu kapsamda; boşluk sürükleme kuvveti, boşluk duvarlarındaki alan ağırlıklı ortalama statik sıcaklık ve basınç değerleri ile boşluk içi ve ana akış bölgesindeki ortalama hız değerlerinin dengelenmesi sağlanmıştır.

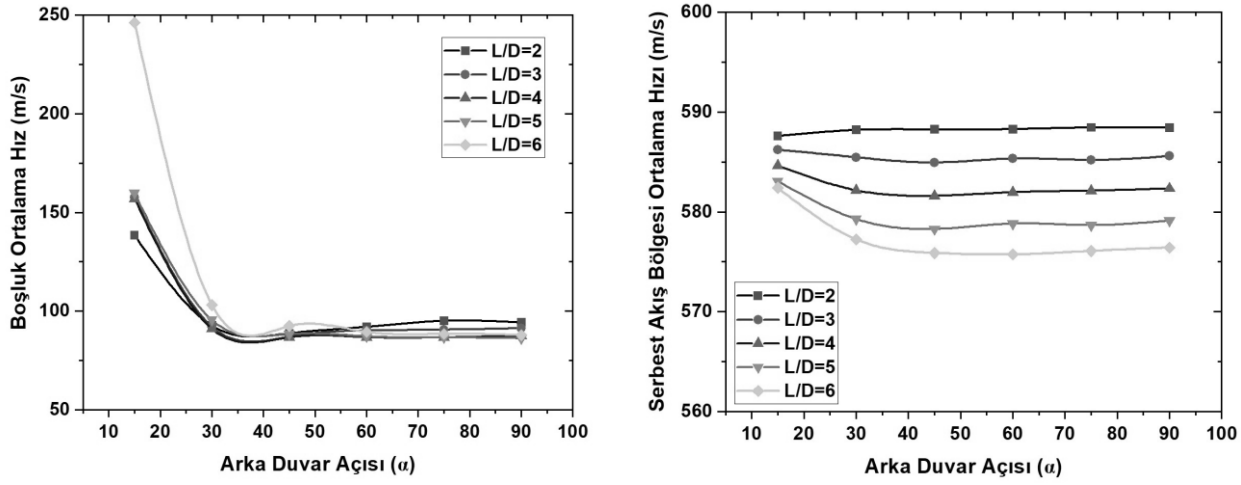
Akışkan olarak hava kullanılmış ve sıkıştırılabilir özelliklerinin modellenmesinde yoğunluk için ideal gaz yasası, viskozite için ise Sutherland yaklaşımı uygulanmıştır. Türbülans modeli olarak, aerodinamik ve sıkıştırılabilir akış uygulamalarında yaygın olarak kullanılan k-ω SST modeli tercih edilmiştir.

Sınır koşulları, Gruber'in [4] çalışması temel alınarak belirlenmiştir. Bu doğrultuda, giriş akışının 690 kPa toplam basınca, 300 K toplam sıcaklığa ve Mach 3 hızına sahip olduğu kabul edilmiştir. Tanımlanan çözüm ayarları doğrultusunda toplam 30 farklı tasarım noktası test edilmiştir ve elde edilen sonuçlar çıktı parametreleri açısından karşılaştırılmıştır. Ayrıca, en iyi ve en kötü performans gösteren iki tasarım noktası belirlenmiş ve bu noktalarda Mach 2, Mach 3 ve Mach 4 hızlarında ek analizler gerçekleştirilmiştir.

3. BULGULAR VE TARTIŞMA

Bir ramjet ya da scramjet motoru için en kritik problemlerden olan, yanmanın tam olarak

tamamlanabilmesi için yeterli zaman ve alan olmamasının sebep olduğu probleme karşı uygulanan metotlardan biri olan boşluk tabanı, akış alanında lokal bir bölgede akış hızını azaltıp statik özellikleri artırarak bu durumun üstesinden gelmek için yapılan bir tasarımdır. Ancak statik özelliklerin gereğinden fazla artması, motor yanma odasında termal ve statik yüklerin artması riskini de beraberinde getirmektedir. Bu sebeple tasarımın özellikleri hassasiyetle belirlenmelidir ki, dinamik ve statik özellikler arasında optimum denge sağlanabilmelidir. Bu sebeple bu çalışmada akış hızının olabildiğince düştüğü, buna karşı termal ve basınç yüklerindeki artışın makul olduğu tasarımsal noktası en optimum tasarım noktası olarak kabul edilmiştir. Bu çalışmada, Ma = 3 giriş hızına sahip scramjet yanma odasında farklı L/D oranları (2–6) ve arka rampa açıları (α = 15°–90°) aralıklarındaki boşluk geometrisinin akış karakteristiklerine etkileri parametrik olarak incelenmiştir.



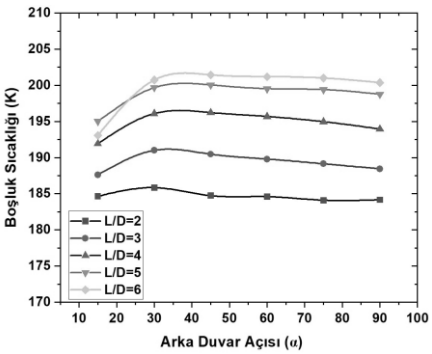
a) b)

Şekil 3. Boşluk bölgesi (a) ve serbest akış bölgelerinin (b) alan ağırlıklı ortalama hız değerleri

Bu parametrelere bağlı olarak boşluk bölgesi (a) ve serbest akış bölgelerinin (b) alan ağırlıklı ortalama hız değerlerinin değişimi Şekil 3'te paylaşılmıştır. Grafikleri sonuçlar incelendiğinde, özellikle düşük açılarda (α≤30°), L/D oranı arttıkça akış hızında belirgin şekilde artış gözlemlenmiştir. L/D=6 durumunda α = 15°'de maksimum (~245 m/s) boşluk içi hız elde edilmiştir. Bu, ana akışın boşluğa yüksek hızlarda girdiğini ve buna bağlı olarak yüksek enerji taşıdığını göstermektedir. Ancak bu durumun termal yükler ve kararlılık açısından olumsuz etkiler yaratabileceği dikkate alınmalıdır. Düşük açılarda ve özellikle geniş açıklık oranlarında artan bu durumun, boşluğun kapalı boşluk olarak adlandırılan tasarım aralığına yaklaştığını göstermektedir. Nitekim Nestler ve ark. [12], α=90° açı ile inceledikleri boşluk geometrisinin, L/D<10 olduğu durumlarda, sürüklemenin değerlerinin yüksek ve serbest akış bölgesinden büyük miktarda akış geçişi olan, kapalı boşluk olarak adlandırılan kategoriye girdiğini belirtmişlerdir. Öte yandan α>30° aralığında ise boşluk içindeki akış hızının oldukça azaldığı ve buna bağlı olarak açıdan ve açıklık oranından hemen hemen bağımsız hale geldiği görülmektedir.

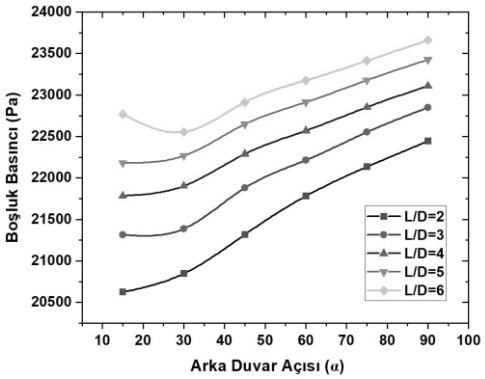
Ana akış bölgesi hız değerlerindeyse, L/D oranı ve artan açı ile kademeli olarak akış hızı düşmüştür. Bu durum, boşluğun ana akış üzerindeki sönümleyici etkisinin arttığını ve enerjinin bir kısmının boşluk içine çekildiğini göstermektedir. En yüksek ve en düşük hız ortalamalarındaki farkın yaklaşık %2.5 olduğu düşünüldüğünde, hız ortalaması değişiminin ana akış bölgesi için görece düşük kaldığı yorumlanabilir. Bu durum sayesinde olası yanma reaksiyonları için gerekli statik özellikler bir nebze de olsa elde edilmektedir. Ancak, ana akışın enerjisinin azalması sürüklemenin artması ve gerekli itki için momentum kaybı olarak da değerlendirilebilir. Bu nedenle, bu etki uygulamaya göre hem avantaj hem de dezavantaj oluşturabilir. Söz konusu hızın daha çok boşluk geometrisinde düşürülmesi, yakıtın boşluk geometrisi civarlarında enjekte edileceği düşünüldüğünde, daha arzu edilebilir bir durum olacağı açıktır.

Bu verilerden yola çıkarak, L/D oranı hemen hemen fark etmeksizin, α>30° rampa açılı boşluk geometrilerinin en iyi tasarım noktası olabileceği değerlendirilmiştir.



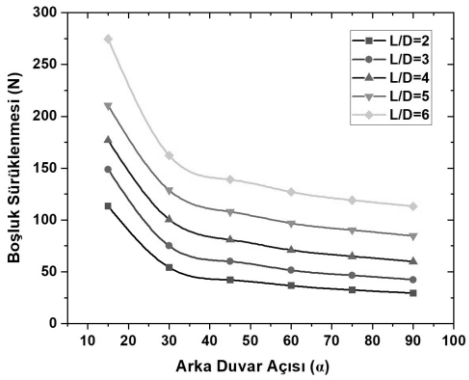
Şekil 4. Boşluk duvarlarında oluşan alan ağırlıklı ortalama statik sıcaklık değerleri

Boşluk duvarlarında oluşan statik sıcaklık değerleri, Şekil 4'te paylaşılmıştır. Değerler incelendiğinde, hem L/D oranı hem de artan α ile birlikte (α=30°'a kadar) sıcaklık değerleri yükselme eğilimi göstermiştir. Ancak açıklık oranı fark etmeksizin, α=30° sonrası sıcaklıklar sabitlenmekte olup, bu durum akışın boşlukta termal olarak kararlı hale geldiğine işaret etmektedir. Duvar üzerindeki sıcaklık ortalamalarındaki yükselmenin daha çok L/D oranın artmasıyla meydana geldiği gözlemlenmiştir. Boşluk içi yüksek sıcaklıklar, yakıt-boru karışımı açısından ön ısıtma avantajı sağlamakla birlikte, yüksek ısıl değere sahip hidrojen gibi yakıtlarla yanma gerçekleştiğinde, malzeme dayanımı açısından sınırlandırıcı olabilir. Sıcaklık değerlerinin sonuçlarına göre, çok yüksek L/D oranlarının termal yük açısından dezavantaj oluşturacağı söylenebilir.



Şekil 5. Boşluk duvarlarında oluşan alan ağırlıklı ortalama basınç değerleri

Şekil 5'te boşluk duvarlarında oluşan alan ağırlıklı ortalama basınç değerlerinin değişimi görülmektedir. Grafik incelendiğinde, boşluk duvarlarındaki basınç değerleri, hem L/D oranı hem de açı arttıkça belirgin şekilde artmıştır. Bu durum, boşlukta oluşan geri basınç etkisinin artarak yakıt enjeksiyon verimliliğini düşürebileceği riskine ayrıca statik ve termal yüklerde önemli bir yük artışı meydana gelebileceğine işaret etmektedir. Bu grafikteki en düşük ve en yüksek basınç değerlerinde %14.28 gibi dikkate değer bir yüzdelik artışın meydana geldiği saptanmıştır. Basınç değerlerinin sonuçları irdelendiğinde, yüksek L/D oranlarının basınçtan kaynaklanan yükleri artıracağı düşünülmüştür.



Şekil 6. Boşluk duvarlarında oluşan sürükleme kuvveti

Boşluk duvarlarında oluşan sürükleme kuvvetleri grafiği (Şekil 6) incelendiğinde, bütün açıklık oranlarında, artan α ile belirgin bir azalma göstermektedir. Ancak α=45'ten sonra azalma oranlarında düşüş göze çarpmaktadır. Açıklık oranlarına bakıldığında ise, L/D = 2–3 aralığında en düşük sürükleme değerleri elde edilmiştir. Bu durum özellikle motor genel verimi açısından olumlu bir sonuçtur.

Tüm bu sonuçlar değerlendirildiğinde, L/D = 4–5 ve α = 45°–60° aralığı termal yükler, hız dağılımı, boşluk verimi ve sürükleme kuvveti arasında optimum dengeyi sağlayan tasarım aralığı olarak önerilmektedir. Bu parametreler altında, hem yakıt-hava karışımının gelişimi desteklenmekte hem de kararlı boşluk akışı ve düşük sürükleme değerleri elde edilmektedir. Bu çalışma için optimum tasarım olarak L/D = 4 ve α = 45° değerleri, en verimsiz tasarım noktası olarak ise L/D=6 ve α = 45° parametrelerine sahip boşluk geometrisi seçilmiştir.

Tablo 1. Optimum ve verimsiz olarak seçilen tasarım noktalarının farklı Mach sayılarındaki sonuçları

Tasarım noktası	Ma sayısı	Basınç (Pa)	Sıcaklık (K)	Sürükleme (N)	Boşluk ortalama hızı (m/s)	Ana akış bölgesi ortalama hızı (m/s)
Optimum tasarım	2	21494	148.52	40.95	55.79	384.83
	3	22290	196.31	80.97	86.74	581.59
	4	23522	215.28	126.13	120.7	777.64
Verimsiz tasarım	2	21106	150.14	105.94	78.84	381.26
	3	22759	192.92	275.19	246.23	582.54
	4	24343	223.79	429.55	532.42	777.58

Bu tasarımlara ait Mach 2, Mach 3 ve Mach 4 koşullarındaki sistem çıktıları Tablo 1'de sunulmuştur. Sonuçlar incelendiğinde, optimum tasarıma sahip geometrinin Mach sayısındaki artışa bağlı olarak daha kararlı bir performans sergilediği gözlemlenmiştir. Bir başka deyişle, Mach sayısı arttıkça bu geometride elde edilen sistem çıktılarında sınırlı değişiklikler meydana gelmiş; özellikle sürükleme kuvveti, sıcaklık ve hız

dağılımı gibi kritik değerlerde belirgin bir bozulma tespit edilmemiştir. Bu bağlamda, optimum tasarımın farklı Mach sayılarında da yüksek verimlilikle çalışabildiği söylenebilir.
Buna karşılık, verimsiz olarak değerlendirilen tasarım noktasında Mach sayısındaki artış, sistem çıktıları üzerinde daha belirgin ve olumsuz etkiler yaratmıştır.

4. SONUÇ

Bu çalışmada boşluk tabanlı bir scramjet motorunun yanma odası, yanma veya yakıt enjeksiyonu olmadan CFD benzetimleriyle parametrik olarak incelenmiştir. Ma=3 hızında modellenen akışta, boşluk tasarımındaki açıklık oranı (L/D) ve arka rampa açısı (α) tasarım değişkenleri olarak belirlenmiş, boşluk geometrisinin duvarlarındaki alan ağırlıklı ortalama statik basınç, statik sıcaklık ve sürükleme kuvvetinin yanı sıra boşluk ve ana akış bölgesindeki hız ortalamaları hedef fonksiyonları olarak seçilmiştir. Bu çalışmanın sonuçları genel olarak aşağıdaki gibi özetlenebilir:

- Arka rampa açısının artmasıyla ortalama hız ve sürükleme değerleri bütün açıklık oranlarında azalmış, ancak 45° ve daha büyük açılı rampalarda bu değerler hemen hemen yatay bir profil çizmiştir.
- L/D oranın artması hız değerlerinde önemli bir değişiklik ortaya koymazken, sıcaklık, sürükleme ve basınç değerlerinde önemli artışa neden olduğu gözlemlenmiştir.
- Olası termal, statik ve dinamik yükler dikkate alındığında optimum tasarım olarak L/D=4 ve α=45°, en verimsiz tasarım noktası olarak ise L/D=6 ve α = 45° parametrelerine sahip boşluk geometrisi seçilmiştir.
- Bu iki tasarım noktasının farklı 2, 3 ve 4 Mach sayılarındaki hedef fonksiyonları incelenmiş ve optimum tasarım noktasının farklı Mach sayılarındaki sonuçları çok fazla olumsuz etkilenmemiştir.
- Verimsiz olarak belirlenen tasarım noktasının Ma sayısı arttıkça, ciddi miktarda termal, statik ve dinamik yük oluşturabileceği tespit edilmiştir.

Sonraki çalışmalarda, farklı parametrelerin de ilave edilmesiyle, farklı yakıtlarla yanma benzetimleri gerçekleştirilecektir. Ayrıca parametrik optimizasyon verileriyle eğitilecek ileri optimizasyon teknikleri (yanıt yüzeyi, yapay sinir ağı, regresyon modelleri) aracılığıyla daha verimli ara değerlerin saptanması da düşünülmektedir.

KAYNAKLAR

[1] Curran, E. T. (2001). Scramjet engines: the first forty years. *Journal of Propulsion and Power*, *17*(6), 1138-1148.

[2] Sitaraman, H., Yellapantula, S., de Frahan, M. T. H., Perry, B., Rood, J., Grout, R., & Day, M. (2021). Adaptive mesh based combustion simulations of direct fuel injection effects in a supersonic cavity flame-holder. *Combustion and Flame*, *232*, 111531.

[3] Liu, Q., Baccarella, D., & Lee, T. (2020). Review of combustion stabilization for hypersonic airbreathing propulsion. Progress in Aerospace Sciences, 119, 100636.

[4] Gruber, M. R., Baurle, R. A., Mathur, T., & Hsu, K. Y. (2001). Fundamental studies of cavity-based flameholder concepts for supersonic combustors. *Journal of Propulsion and power*, *17*(1), 146-153.

[5] Lee, K., Kang, S., Lee, Y., Cha, B., & Choi, B. (2013). Effects of fuel injectors and cavity configurations on supersonic combustion. *Journal of Propulsion and Power*, *29*(5), 1052-1063.

[6] Sun, M. B., Gong, C., Zhang, S. P., Liang, J. H., Liu, W. D., & Wang, Z. G. (2012). Spark ignition process in a scramjet combustor fueled by hydrogen and equipped with multi-cavities at Mach 4 flight condition. *Experimental Thermal and Fluid Science*, *43*, 90-96.

[7] Huang, W., Pourkashanian, M., Ma, L., Ingham, D. B., Luo, S. B., & Wang, Z. G. (2012). Effect of geometric parameters on the drag of the cavity flameholder based on the variance analysis method. *Aerospace Science and Technology*, *21*(1), 24-30.

[8] Moradi, R., Mahyari, A., Gerdroodbary, M. B., Abdollahi, A., & Amini, Y. (2018). Shape effect of cavity flameholder on mixing zone of hydrogen jet at supersonic flow. *International Journal of Hydrogen Energy*, *43*(33), 16364-16372.

[9] Wang, H., Song, X., Li, L., Huang, Y., & Sun, M. (2021). Lean blowoff behavior of cavity-stabilized flames in a supersonic combustor. *Aerospace Science and Technology*, *109*, 106427.

[10] Yang, K., Wang, N., Pan, Y., Wang, Z. G., Liu, C. Y., & Li, X. P. (2021). Effect of cavity arrangement on the ignition mode of vaporized kerosene in supersonic flow. *Aerospace Science and Technology*, *113*, 106691.

[11] Lakka, S., Randive, P., & Pandey, K. M. (2021). Implication of geometrical configuration of cavity on combustion performance in a strut-based scramjet combustor. *Acta Astronautica*, *178*, 793-804.

[12] Nestler, D. E., Saydah, A. R., & Auxer, W. L. (1968). Heat Transfer to Steps and Cavities in Hypersonic Turbulent Flow. *AIAA Paper*, 68-673.

INTEGRATION OF AN EXPONENTIAL TRANSFORMATION METHOD INTO PINN FOR SOLVING ADVECTION-DOMINANT ADVECTION-DIFFUSION EQUATION

Uğur BÜYÜKTUNCER*, Selim DİKMEN, Hasan YILDIZ*, Utku ŞENTÜRK***
*Ege University Faculty of Engineering Mechanical Engineering Department, 35100, Bornova, İZMİR,
ugurbuyuktuncer@gmail.com, hasan.yildiz@ege.edu.tr, utku.senturk@ege.edu.tr
**ELTAŞ Power Transformers, AOSB 10046 Street, No: 4, Çiğli, İZMİR, selim.dikmen@eltas.com.tr

Abstract: Despite their success in various applications involving low Reynolds number fluid flow problems, there are still stability and convergence challenges in the implementation of Physics-Informed Neural Networks (PINNs) on advection-diffusion type problems with high Peclet numbers ($Pe_\Delta > 2$), where advection dominates diffusion. These issues arise from the difficulty in accurately capturing steep gradients and sharp boundary layers, which are well-known characteristics of such problems. This study first reviews the proposed strategies by others to mitigate these stability issues. The use of the exponential transformation method in PINN solutions for advection-diffusion equations where the advection effect is dominant is emphasised. Peclet numbers between 2.5 and 50.0 are analysed as the working range. The results show that the transformation presents high acuuracy results even in sharp gradient regions and increases solution convergence and stability. This shows that exponential transformation is a promising method for PINN solutions.
Keywords: Physics Informed Neural Networks, Exponential Transformation, Peclet, Advection-Diffusion.

INTRODUCTION

Physics Informed Neural Networks (PINNs) support the learning process of neural networks with the laws of physics. Raissi et al. (2019) demonstrated the effects of the PINN method on solutions of basic fluid mechanics and quantum problems. Karniadakis et al. (2021) used PINN for high-dimensional and inverse problems and highlighted the advantages of PINN by showing improvements in the results. Cuomo et al. (2022) showed that PINN is open to different structures in terms of neural network parameters such as activation function, optimiser type and loss function. In addition, they also stated that there are theoretical difficulties that PINN needs to overcome in addition to the convenience it provides. Arzani et al. (2023) developed the BL-PINN method as a new approach to solving the thin boundary layer problem. They showed that the predictions of the method are more accurate. Rao et al. (2020) proposed a mixed-variable PINN method with accuracy in steady and transient fluid flow modelling. Thus, they increased the training accuracy. Meng et al. (2023) integrated PINNs into structural reliability analysis, reducing computational costs through the PINN-FORM method. Cai et al. (2021) demonstrated that PINNs effectively solve heat transfer problems with incomplete or noisy data. Raghu et al. (2024) introduced a PINN-based turbulent jet flow model that eliminates the need for turbulence models using RANS equations. Pan et al. (2023) developed a physics-based deep learning method to reduce numerical oscillations in convection-dominated problems. Hu et al. (2023) proposed PINNforCTE, which accelerates backpropagation and enhances optimization efficiency. Sun et al. (2023) introduced a derivative-constrained PINN to predict unknown convection velocities and diffusion coefficients. Sikora et al. (2023, 2024) compared PINNs, VPINNs, and FEM, analyzing the impact of stabilization and training strategies. Merdasi et al. (2023) applied multi-structure PINNs to electroosmotic flow problems, improving training efficiency with boundary layer point selection. When the local Peclet number exceeds a value of 2, convection dominance complicates PINN convergence due to steep gradients and loss function imbalances. Coutinho et al. (2023) addressed these challenges with artificial viscosity (AV), stabilizing shock solutions. He et al. (2023) adapted AV mechanisms from CFD to improve PINN accuracy in high-Reynolds-number flows. Hsieh and Huang (2024) enhanced PINN stability in advection-dominated problems using weak boundary conditions and transfer learning. Guan and Elman (2024) improved PINN accuracy in singularly perturbed problems by applying input transformations. Zhang et al. (2024) optimized PINN performance in high-Reynolds-number flows by scaling boundary layer regions. Wu et al. (2024) developed the VLT-PINN method, refining linear transformations for thin-layer flow problems. Recent studies have also highlighted the utility of exponential transformation methods in improving numerical stability and conditioning, particularly for wave and transport-dominated problems. For instance, Sheng et al. (2011) used exponential changes of variables to reformulate highly oscillatory wave equations into more tractable, smoother systems. Similarly, Singh and Tanaka (2000) employed this approach in boundary element formulations for advection–diffusion equations,

transforming the original PDE into a modified Helmholtz form to enable more robust computation across a wide range of Peclet numbers. In the lattice Boltzmann framework, Zhang et al. (2025) demonstrated that exponential transformations can enhance stability and accuracy for multidimensional convection-diffusion problems.

Despite these advancements, challenges remain when applying PINNs to advection-dominated advection-diffusion problems, particularly at local Peclet numbers higher than 2. In these regimes, steep gradients and sharp boundary layers hinder convergence and stability, often resulting in inaccurate or oscillatory solutions.

In this study, we propose the integration of an exponential transformation method into the PINN framework to address these challenges. This transformation effectively modifies the problem structure to better capture sharp profiles characteristic of one-dimensional advection-dominant transport, without requiring extensive architectural changes or additional computational overhead. We systematically evaluate the proposed approach on benchmark advection-diffusion problems at Peclet numbers 5.0 and 50.0, performing multiple independent trials to assess robustness. Our findings demonstrate that the exponential transformation substantially improves PINN convergence and solution accuracy, highlighting its potential as a reliable enhancement for solving high-Peclet-number boundary layer problems.

PHYSICS - INFORMED NEURAL NETWORKS(PINNs)

PINNs represent a novel paradigm in scientific machine learning, where neural networks are trained to solve partial differential equations (PDEs) by directly incorporating physical laws into the loss function. Unlike traditional numerical methods, PINNs do not rely on discretization of the domain but instead use a continuous representation of the solution. The key idea is to minimize a composite loss function that enforces the governing PDE, boundary conditions (BCs), and initial conditions (ICs) simultaneously. This approach allows PINNs to handle high-dimensional problems, inverse problems, and problems with noisy or sparse data more effectively than classical methods. Figure 1 provides a schematic overview of a general PINN architecture, illustrating how the physical model is embedded into the neural network training process.

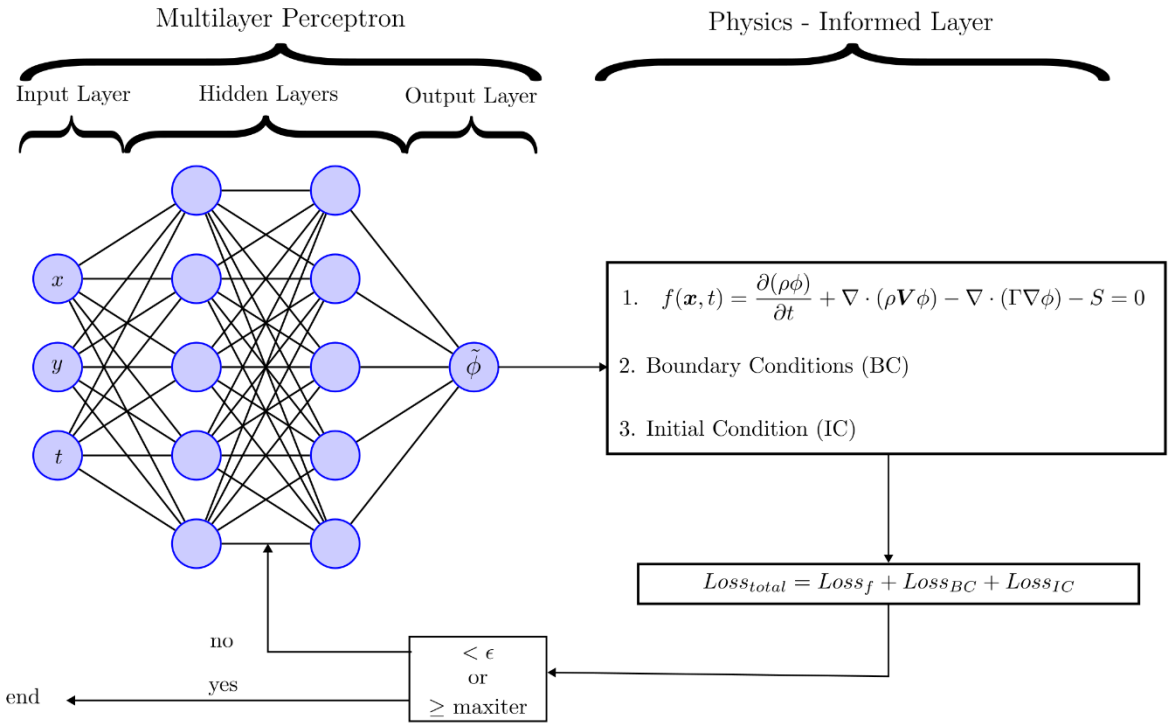


Figure 1. Schematic of a PINN architecture

The general framework of PINNs involves approximating the solution $\phi(\boldsymbol{x},t)$ of a PDE using a neural network $\tilde{\phi}(\boldsymbol{x},t;\theta)$ where $\boldsymbol{x}$ represents spatial coordinates, t is time, and θ denotes the trainable parameters of the network. The loss function $\mathcal{L}$ is defined as Equation (1) where $\mathcal{L}_{PDE}$ enforces the residual of the PDE at collocation points $\mathcal{L}_{\mathrm{BC}}$ ensures that the solution satisfies the boundary conditions and $\mathcal{L}_{\mathrm{IC}}$ enforces the initial conditions.

$$\mathcal{L} = \mathcal{L}_{PDE} + \mathcal{L}_{\mathrm{BC}} + \mathcal{L}_{\mathrm{IC}} \tag{1}$$

The optimization process involves minimizing $\mathcal{L}$ with respect to θ using gradient-based methods such as ADAM, RProp or L-BFGS. PINNs have been

successfully applied to a wide range of problems, including fluid dynamics, heat transfer, and structural mechanics, demonstrating their versatility and potential as a universal solver for PDEs.

EXPONENTIAL TRANSFORMATION METHOD

At high Peclet numbers, where advection significantly outweighs diffusion, sharp boundary or internal layers often emerge, posing challenges for learning-based solvers like PINNs. Recognized in the numerical analysis literature [21–23], the exponential transformation offers an effective way to
handle such steep gradients and mitigate instability. By introducing a problem-specific change of variables, it improves the conditioning of the learning process without requiring major modifications to the PINN architecture. Its integration into this study is motivated by its ability to extend the capability of PINNs to reliably handle high Peclet number problems with pronounced solution gradients.

The transformation is applied in this work is,

$$\phi(x) = b(x) \cdot e^{ax} \tag{2}$$

PROBLEM DESCRIPTION

In this study, a one-dimensional, steady-state advection-diffusion problem is considered to evaluate the performance of the Physics-Informed Neural Network (PINN) framework, particularly in advection-dominated regimes. The governing equation for the steady-state advection-diffusion problem without source terms is given by Equation (3) [22].

$$\rho u \frac{d\phi}{dx} = \Gamma \frac{d^2\phi}{dx^2} \tag{3}$$

For this problem, all hyperparameters are presented in Table (1), with the training hyperparameters listed in Table (1a) and the problem variables in Table (1b).

The global Peclet number (*Pe*), which characterizes the relative importance of advection to diffusion over the entire domain, is defined as Equation (4).

$$Pe = \rho u L/\Gamma \tag{4}$$

For the given parameters, the global Peclet number is calculated as *Pe* = 250, indicating a strongly advection-dominated regime. This high Peclet number poses significant challenges for traditional numerical methods and PINNs due to the presence of steep gradients and sharp profiles in the solution.

In addition to the global Peclet number, the local Peclet number (Pe_Δ) is also considered, as it provides insight into the behavior of the solution at a finer scale, particularly in regions with steep gradients. The local Peclet number is defined as Equation (5) and calculated as 2.5.

$$Pe_\Delta = \rho u \Delta/\Gamma \tag{5}$$

This number is particularly important because it determines the stability and accuracy of numerical methods at the discretization level. When Pe_Δ>2, numerical oscillations and instabilities are likely to occur unless specialized techniques, such as upwinding or stabilization methods, are employed. In this study, the local Peclet number of 2.5 highlights the need for careful treatment of the advection term, especially in the context of PINNs, where steep gradients can lead to convergence issues.

The exact solution to this problem is well known and can be derived analytically as Equation (6) [22].

$$\phi(x) = \phi_0 + (\phi_L - \phi_0)\frac{e^{Pe \cdot x/L} - 1}{e^{Pe} - 1} \tag{6}$$

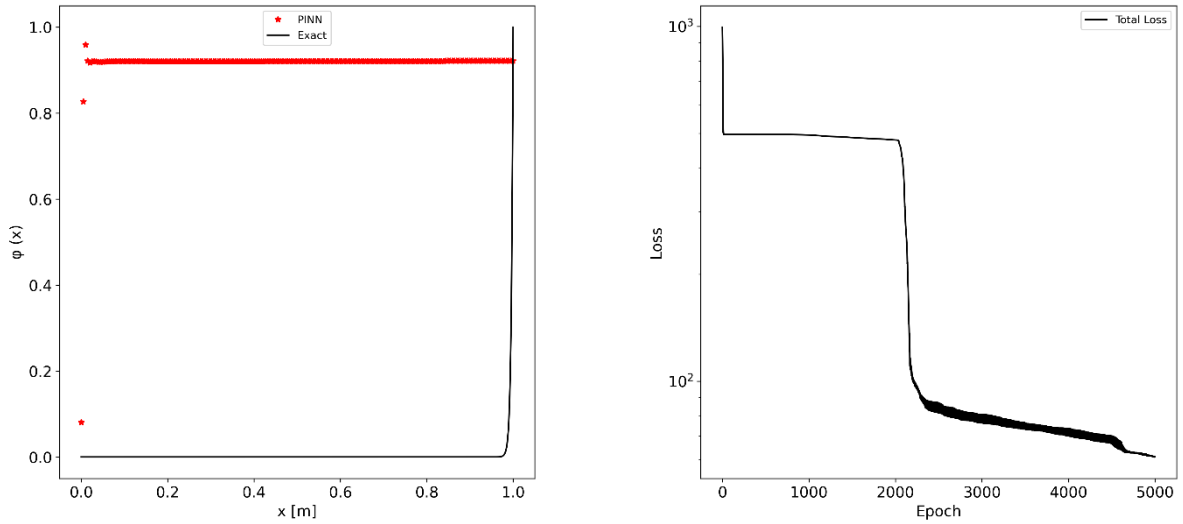
This analytical solution serves as a benchmark for evaluating the accuracy and performance of the proposed PINN framework, particularly when enhanced with the exponential transformation method to address the challenges associated with high Peclet numbers.

Table 1. All hyperparameters for the benchmark problem

a) Training Hyperparameters		b) Problem Variables	
Training Collocation Points (*N*)	100	Length (*L*) [m]	1.0
Grid Spacing (Δ) [m]	0.01	Density (ρ) [kg/m^3]	2.0
Test Collocation Points (N_{test})	200	Velocity (*u*) [m/s]	2.5
Epochs	5000	Diffusivity (Γ) [kg/m·s]	0.02
Hidden Layers	5	Scalar Field of Interest (ϕ)	0 (at x = 0)
Neurons per Hidden Layer	100		1 (at x = L)
Activation Function (Hybrid)	SWISH + Exp		
Optimizer	Rprop		

RESULTS AND DISCUSSION

Vanilla PINN



(a) PINN vs. Exact Solution (b) Training Loss

Figure 2. Performance of the vanilla PINN without exponential transformation.

In Figure 2, the standard PINN, trained under the same conditions but without exponential transformation, is shown to struggle in resolving the solution profile accurately for an advection-dominated case. As seen in Figure 2(a), the model fails to capture the sharp boundary layer and exhibits considerable deviation from the exact solution. Moreover, Figure 2(b) indicates that while the training loss decreases over time, it does not reach the level of convergence observed in the transformed model. This highlights the difficulty of training vanilla PINNs under steep gradients, motivating the use of exponential transformation to improve solution accuracy and training stability.

Validation: ten independent trials and error metrics ($Pe_\Delta = 2.5$)

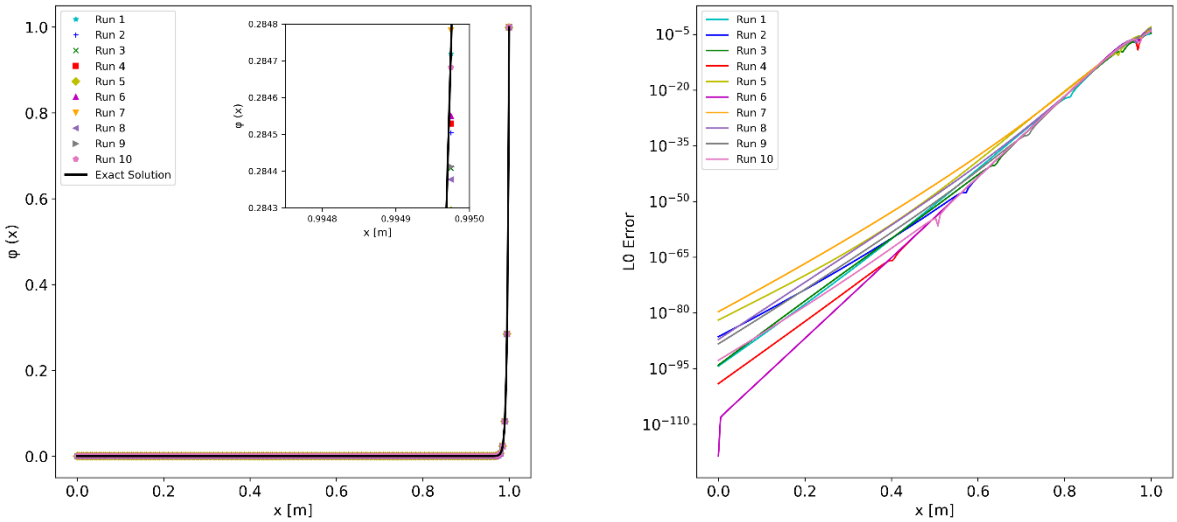
The performance of the proposed PINN framework, enhanced with the exponential transformation method, was evaluated on a one-dimensional, steady-state advection-diffusion problem with a global Peclet number of Pe=250 and a local Peclet number of Pe_Δ =2.5. To account for the stochastic nature of the training process, ten independent trials were conducted, and the results were compared against the exact solution. The results are presented in Figure 3, which consists of two subplots. Figure 3(a) the solutions from all trials along with the exact solution, and Figure 3(b) the L_0 error norms for each trial on a logarithmic scale. The following observations were made.

As shown in Figure 3(a), the solutions obtained from the ten trials demonstrate a high degree of agreement with the exact solution. The exponential transformation method effectively mitigates the challenges posed by the steep gradients and sharp profiles characteristic of advection-dominated problems. This is evident from the close alignment of the PINN solutions with the exact solution across the entire domain, particularly in regions where traditional methods often fail due to numerical oscillations or instabilities. However, there is a slight increase in the error rate and some fluctuations are observed during the ascent phase. This observation may indicate minor variations in the convergence behavior of the solution, especially in regions where the advection effects are most pronounced.

Figure 3(b), which plots the L_0 error norm on a logarithmic scale, further confirms the accuracy of the proposed method. The error norms for all ten trials are consistently low, until maximum 10^{-5}. This indicates that the exponential transformation not only stabilizes the optimization process but also ensures high precision in capturing the solution's behavior, even in the presence of strong advection effects. Nevertheless, the observed increase in error and fluctuations during the ascent phase suggest a potential area for further refinement of the method in such regions.

One of the key challenges in training PINNs is the inherent stochasticity of the optimization process, which can lead to significant variability in the results across different trials. However, the results presented in Figure 3(a) demonstrate that the exponential transformation method effectively addresses this issue. The ten trials exhibit minimal variability, as the solutions from all trials closely follow the exact solution. This consistency highlights the robustness of the proposed approach in handling the stochastic nature of the training process.

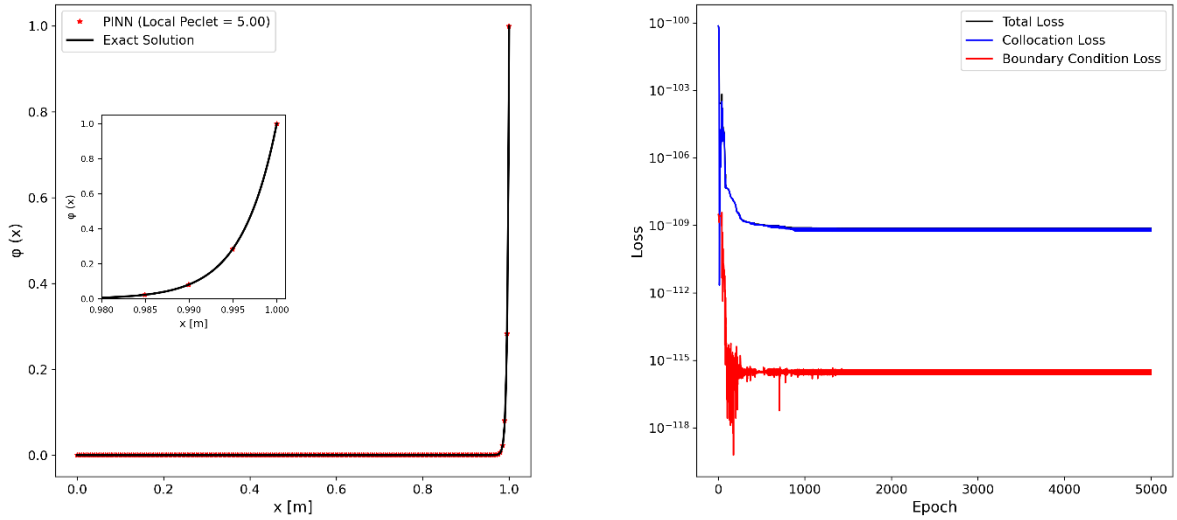
Figure 3(b) further confirms the consistency of the method, as the error norms from different trials remain closely grouped. This suggests that the exponential transformation not only enhances solution accuracy but also yields stable and repeatable results. Although a slight increase in error is observed in regions with steep gradients, along with minor fluctuations, these do not significantly affect overall accuracy. Nonetheless, they highlight the need for further improvements to ensure reliable performance throughout the entire domain.



(a) PINN vs. Exact Solution (b) Error

Figure 3. PINN solutions and L_0 error norms for ten trials.

The success of the exponential transformation method in this benchmark problem has significant implications for solving advection-dominated problems with high Peclet numbers. By the method effectively balances the contributions of the advection and diffusion terms in the loss function, leading to stable and accurate solutions. This is particularly important in applications where steep gradients and sharp profiles are common, such as



(a) PINN vs. Exact Solution (b) Training Loss

Figure 4. PINN solutions and training loss components for 5.0 local Peclet number.

boundary layer flows, heat transfer in high-speed flows, and pollutant dispersion in environmental systems.

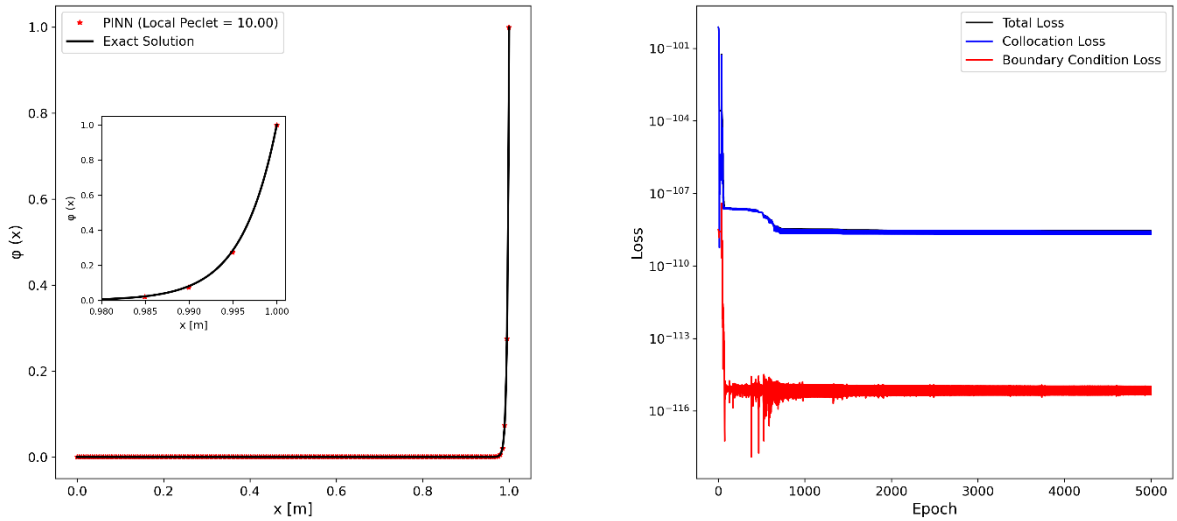
Setup: Peclet numbers (Pe_Δ = 5.0 to Pe_Δ = 50.0)

Figure 4(a) illustrates the PINN solution aligning closely with the exact profile at a Peclet number of 5.0, capturing the emerging steep gradients with high fidelity. This demonstrates the model's capacity to transition smoothly from diffusion- to advection-influenced regimes. The training dynamics in Figure 4(b) show a consistent and smooth decline in all loss components, further highlighting the benefit of the exponential transformation in stabilizing and accelerating convergence. These findings indicate that the method remains both accurate and computationally efficient as advection begins to play a more prominent role.

boundary, which is expected due to the near-singular nature of the gradient. Nonetheless, Figure 6(b) shows that the training losses converge smoothly, confirming that the method remains robust even under severe advection dominance. This underscores the potential of the exponential transformation approach for high-Pe problems and suggests that further improvements, such as adaptive sampling or architectural enhancements, could push performance even further.

CONCLUSION

In this study, we proposed and evaluated an exponential transformation technique to improve the performance of PINNs in solving steady-state advection-diffusion problems under advection-dominated conditions. The method was designed to address challenges posed by steep gradients and thin boundary layers, which



(a) PINN vs. Exact Solution (b) Training Loss

Figure 5. PINN solutions and training loss components for 10.0 local Peclet number.

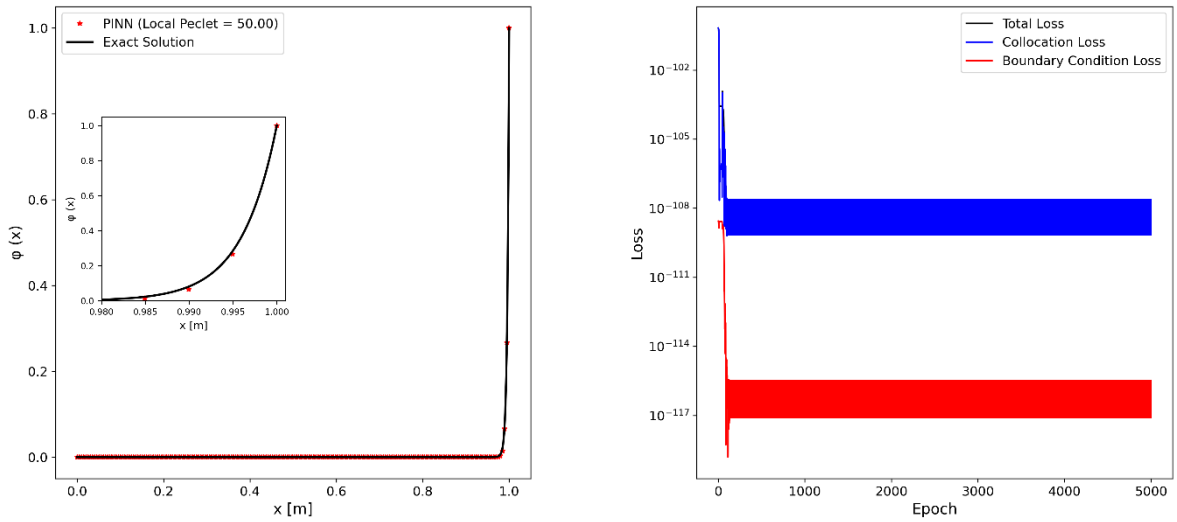
Figure 5(a) displays the PINN accurately resolving the pronounced boundary layer near the outlet at a Peclet number of 10.0, as clearly seen in the inset plot. The sharpness of the gradient is well captured without introducing any spurious oscillations, a common issue in standard numerical solvers. The steady and monotonic decrease of loss terms in Figure 5(b)—including total, collocation, and boundary condition losses—confirms the model's ability to remain stable and effective during training. This highlights the utility of the exponential transformation in handling stronger advection regimes without compromising precision.

Figure 6(a) presents the most advection-dominated case with a Peclet number of 50.0, where the boundary layer near the outlet becomes extremely sharp and challenging to resolve. Despite this, the PINN accurately captures the overall structure of the solution and avoids non-physical oscillations, maintaining coherence throughout the domain. The inset highlights a localized deviation at the

commonly arise at high local Peclet numbers. By transforming the solution space, the exponential mapping helps the neural network better resolve sharp variations without sacrificing stability.

A systematic validation was first conducted at a local Peclet number of 2.5, corresponding to the nominal configuration of the benchmark problem. Across ten independent training runs, the PINN model consistently converged to the exact solution with minimal error and low variance, demonstrating the reliability and reproducibility of the proposed approach.

Following this, the method was tested across a range of local Peclet numbers—from 5.0 to 50.0—achieved by refining the spatial resolution while keeping the global Peclet number fixed. At moderate Peclet numbers (e.g., 5.0, 10.0), the network captured the exact solution with high fidelity, even in regions with rapidly varying gradients. As the local Peclet number increased to 50.0,



(a) PINN vs. Exact Solution (b) Training Loss

Figure 6. PINN solutions and training loss components for 50.0 local Peclet number.

the PINN maintained stable and physically consistent predictions. Although slight deviations appeared near the outlet boundary layer at higher Peclet numbers, these remained localized and did not compromise the global solution structure. Importantly, no spurious oscillations or numerical instabilities were observed, even under strong advection dominance.

In summary, the exponential transformation significantly enhances the accuracy, stability, and generalization capability of PINNs in advection-dominated regimes. The method performs reliably across a wide range of Peclet numbers and offers a practical and scalable solution framework for problems with sharp internal layers or steep boundary gradients. Future directions may include extensions to transient or multidimensional problems, adaptive sampling strategies, and hybrid techniques that combine transformation-based learning with classical numerical stabilization methods.

Acknowledgements

This study was supported by The Scientific and Technological Research Council of Türkiye (TÜBİTAK) 2244 Industrial PhD Fellowship Program in collaboration with ELTAS Transformer under project number 119C127. We would like to thank TÜBİTAK and ELTAS Transformer.

REFERENCES

Arzani A., Cassel K. W. and D'Souza R. M., 2023, Theory-guided physics-informed neural networks for boundary layer problems with singular perturbation, *J. Comput. Phys.*, 473, doi: 10.1016/j.jcp.2022.111768.

Cai S., Wang Z., Wang S., Perdikaris P. and Karniadakis G. E., 2021, Physics-informed neural networks for heat transfer problems, *J. Heat Transfer*, 143(6), doi: 10.1115/1.4050542.

Coutinho E. J. R., Dall'Aqua M., McClenny L., Zhong M., Braga-Neto U. and Gildin E., 2023, Physics-informed neural networks with adaptive localized artificial viscosity, *J. Comput. Phys.*, 489, doi: 10.1016/j.jcp.2023.112265.

Cuomo S., Di Cola V. S., Giampaolo F., Rozza G., Raissi M. and Piccialli F., 2022, Scientific Machine Learning Through Physics–Informed Neural Networks: Where we are and What's Next, *J. Sci. Comput.*, 92, doi: 10.1007/s10915-022-01939-z.

Guan J. and Elman H., 2024, Transformed Physics-Informed Neural Networks for The Convection-Diffusion Equation, [Online]. Available: http://arxiv.org/abs/2409.07671

He Y., Wang Z., Xiang H., Jiang X. and Tang D., 2023, An artificial viscosity augmented physics-informed neural network for incompressible flow, *Appl. Math. Mech. (Engl. Ed.)*, 44(7), 1101–1110, doi: 10.1007/s10483-023-2993-9.

Hsieh T. Y. and Huang T. H., 2024, A multiscale stabilized physics informed neural networks with weakly imposed boundary conditions transfer learning method for modeling advection dominated flow, *Eng. Comput.*, doi: 10.1007/s00366-024-01981-5.

Hu C. vd., 2023, Solution of conservative-form transport equations with physics-informed neural network, *Int. J. Heat Mass Transf.*, 216, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2023.124546.

Karniadakis G. E., Kevrekidis I. G., Lu L., Perdikaris P., Wang S. and Yang L., 2021, Physics-informed machine learning, *Springer Nature*, doi: 10.1038/s42254-021-00314-5.

Meng Z., Qian Q., Xu M., Yu B., Yıldız A. R. and Mirjalili S., 2023, PINN-FORM: A new physics-informed neural network for reliability analysis with partial differential equation, *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.*, 414, doi: 10.1016/j.cma.2023.116172.

Merdasi A., Ebrahimi S., Yang X. and Kunz R., 2023, Physics Informed Neural Network application on mixing and heat

transfer in combined electroosmotic-pressure driven flow, *Chem. Eng. Process.*, 193, doi: 10.1016/j.cep.2023.109540.

Pan J., Xiao X., Guo L. and Feng X., 2023, A high resolution Physics-informed neural networks for high-dimensional convection–diffusion–reaction equations, *Appl. Soft Comput.*, 148, doi: 10.1016/j.asoc.2023.110872.

Raissi M., Perdikaris P. and Karniadakis G. E., 2019, Physics-informed neural networks: A deep learning framework for solving forward and inverse problems involving nonlinear partial differential equations, *J. Comput. Phys.*, 378, 686–707, doi: 10.1016/j.jcp.2018.10.045.

Raghu S., Nayek R. and Chalamalla V., 2024, Physics Informed Neural Networks for Free Shear Flows, [Online]. Available: http://arxiv.org/abs/2404.03542

Rao C., Sun H. and Liu Y., 2020, Physics-informed deep learning for incompressible laminar flows, *Theor. Appl. Mech. Lett.*, 10(3), 207–212, doi: 10.1016/j.taml.2020.01.039.

Sheng Q., Guha S. and Gonzalez L. P., 2011, An exponential transformation based splitting method for fast computations of highly oscillatory solutions, *J. Comput. Appl. Math.*, 235(15), 4452–4463, doi: 10.1016/j.cam.2011.01.042.

Singh K. M. and Tanaka M., 2000, On exponential variable transformation based boundary element formulation for advection–diffusion problems, *Eng. Anal. Bound. Elem.*, 24(3), 225–235, doi: 10.1016/S0955-7997(00)00013-0.

Sikora M., Krukowski P., Paszyńska A. and Paszyński M., 2023, Comparison of Physics Informed Neural Networks and Finite Element Method Solvers for advection-dominated diffusion problems, *J. Comput. Sci.*, 81, doi: 10.1016/j.jocs.2024.102340.

Sikora M., Krukowski P., Paszynska A. and Paszynski M., 2024, Physics Informed Neural Networks with strong and weak residuals for advection-dominated diffusion problems, [Online]. Available: http://arxiv.org/abs/2307.07647

Sun Z., Du H., Miao C. and Hou Q., 2023, A physics-informed neural network based simulation tool for reacting flow with multicomponent reactants, *Adv. Eng. Softw.*, 185, doi: 10.1016/j.advengsoft.2023.103525.

Wu J., Wu Y., Zhang G. and Zhang Y., 2024, Variable linear transformation improved physics-informed neural networks to solve thin-layer flow problems, *J. Comput. Phys.*, 500, doi: 10.1016/j.jcp.2024.112761.

Zhang T., Cui S., Hong N. and Shi B., 2025, The Exponential Transformation Based Lattice Boltzmann Model for Convection-Diffusion Equation, *SSRN*, [Online]. Available: https://ssrn.com/abstract=4200528

Zhang Z., Su X. and Yuan X., 2024, Physics-Informed Neural Networks with coordinate transformation to solve high reynolds number boundary layer flows, *SSRN*, [Online]. Available: https://ssrn.com/abstract=4866658

NUMERICAL SIMULATION OF THE EFFECT OF WAVY-CHANNEL AMPLITUDE IN THERMALLY DEVELOPING LAMINAR FLOW

Fuad SARIĞIGÜZEL*,, Sergen TÜMSE*, Beşir ŞAHİN*,*****
* Çukurova University, Faculty of Engineering, Mechanical Engineering Department, 01330 Sarıçam, ADANA, fsarigiguzel@gmail.com, stumse@cu.edu.tr, bsahin@cu.edu.tr
** IHI DALGAKIRAN Company, 41455 Dilovasi, KOCAELİ, f.sarigiguzel@ihidalgakiran.com
*** İstanbul Aydın University, Faculty of Engineering, Aerospace Engineering Department, 34295 Küçükçekmece, İSTANBUL, besirsahin@aydin.edu.tr

Abstract: This study investigates enhancements of heat transfer in wavy channels for thermally developing laminar flow numerically. The effects of growing the wave amplitudes and Reynolds numbers were examined for wavy channels while both the wavelength and channel height were kept constant. The governing equations corresponding to the wavy channel were considered with a finite volume approach, where a coupled algorithm is used to solve the associated pressure and velocity fields. Numerical simulations were run over a range of wave amplitude ratios from 0.15 to 0.35 and Reynolds numbers ranging from 4×10^2 to 1.2×10^3. The differences between the flow structures of the parallel-wall channel and the wavy-wall channel were compared and discussed in terms of velocity contours, vorticity contours, and mean Nusselt number (Nu_m). The results suggested that the wavy-wall channel enhanced heat transfer by up to 26% at $Re = 1.2\times10^3$ compared to the parallel-wall channel. Additionally, the findings indicated that the mean Nusselt number (Nu_m) exhibited the highest enhancement at a maximum wave amplitude ratio of $\alpha = 0.35$, with the influence of amplitude becoming increasingly significant as the Reynolds number was increased.
Keywords: Convective Heat Transfer, Wavy Channel, Laminar Flow, Thermally Developing Flow

INTRODUCTION

The growing demand for heat recovery applications in industrial processes has become imperative for every industry, driven by recent energy costs and environmental concerns. In heat recovery applications, heat exchangers are vital components where significant amounts of heat are either produced as a byproduct or required to maintain processes (Farhat et al., 2022). In most cases, however, available heat exchanger designs are insufficient for directly capturing waste heat due to constraints on operational conditions. Hence, enhancing the heat transfer efficiency in heat exchangers is essential for maximizing the performance of heat recovery systems. Among the enhancement techniques available for improving heat exchanger performance, passive heat transfer enhancement methods have gained significant attention in recent years. The Passive techniques enhance heat transfer through geometric modifications such as wavy or corrugated surfaces, extended surfaces, vortex generators, rib-roughened walls, and inserts that promote secondary flows, disturb thermal boundary layers, and improve fluid mixing (Kareem et al., 2015). Many researchers have been interested in optimizing these surface geometries for maximum heat transfer enhancement for various flow conditions (Ničeno and Nobile, 2001; Islamoglu and Parmaksizoglu, 2003; Ünal et al., 2016; Tokgoz and Sahin, 2019; Zontul et al., 2021).

A recent review conducted by Kurtulmuş and Sahin (2019) shows that various surface geometries (sharp-edged, rectangular, sinusoidal, and etc..) have been investigated to enhance heat transfer in channel flows. Also, they reported that over 40% of the studies have focused specifically on sinusoidal wavy surface geometries. These wavy surfaces find practical applications in various thermal systems, including plate heat exchangers, fin-and-tube heat exchangers, and electronics cooling devices, where enhanced convective heat transfer is highly desirable (Faizal and Ahmed, 2012; Sadeghianjahromi et al., 2020; Gong et al., 2011). Therefore, efforts have been directed toward optimizing wavy channel configurations by gaining deeper insight into the associated flow behavior and thermal transport mechanisms. For instance, Ramgadia and Saha (2012, 2013) carried out two comprehensive numerical studies to analyze flow dynamics and heat transfer performance within wavy channels operating under fully developed flow conditions. In the first of these investigations, they assessed the impact of varying the channel height ratio (H_{min}/H_{max}) on flow and thermal behavior at a Reynolds number of 600. Their results demonstrated that reducing the channel height ratio led to simultaneous increases in both pressure loss and heat transfer rate. A channel height ratio (H_{min}/H_{max}) of 0.2 was found to deliver the most significant thermal enhancement, achieving the highest Nusselt number (Nu), accompanied by a moderate increase in flow resistance (f). Further analysis focused on

the variation of Reynolds numbers ranging from 25 to 1.0×10^3, while maintaining the same wavy configuration. They observed that at lower Reynolds numbers, the flow maintained a steady pattern with only minor improvements in heat transfer, whereas at higher Reynolds numbers, the flow transitioned to an unsteady regime, resulting in substantial enhancement of thermal performance due to the thinning of the thermal boundary layer near the channel walls. Accordingly, the maximum heat transfer rate was recorded at the highest Reynolds number considered in their investigation. In a separate study, Kurtulmuş et al. (2020) examined the hydrodynamic and thermal characteristics of turbulent flow through wavy channels. They investigated the friction factor (*f*) and heat transfer performance over a Reynolds number range of 4×10^3 to 1×10^4, considering three distinct channel height ratios. Their research involved both experimental and numerical methods. The findings revealed that, across all geometries, the average Nusselt number (Nu_m) increased with higher Reynolds numbers. Additionally, it was found that a smaller distance between the upper and lower channel walls led to improved heat transfer. While the friction factor *(f)* remained nearly constant over the Reynolds number range tested, it reached its highest value at the smallest channel height ratio (H_{min}/H_{max}) and progressively declined as the height ratio (H_{min}/H_{max}) increased. Their analysis concluded that optimum thermal enhancement was achieved at a height ratio of 0.50 when Re = 4×10^3, whereas further increases in either Reynolds number or height ratio (H_{min}/H_{max}) led to a reduction in performance. In a more recent contribution, Mehta et al. (2022) conducted a numerical study on laminar forced convection through three asymmetric sinusoidal wavy channels: linearly increasing amplitude (LIAC), linearly decreasing amplitude (LDAC), and constant amplitude (CAC) configurations. The simulations covered a Reynolds number range from 5 to 200 and amplitude slopes (α) between 0.02 and 0.04. Their results emphasized the role of recirculation zones induced by the wavy geometry in altering both heat transfer and pressure drop characteristics. For LDAC configurations, prominent recirculation appeared near the channel inlet, whereas in LIAC geometries, additional flow separation occurred closer to the outlet, contributing to differences in thermal behavior. These zones trap hot fluid, intensify velocity gradients, and create larger heat transfer areas, enhancing local heat transfer. The analysis reveals that the local Nusselt number (*Nu*) peaks align with channel geometry, and its maxima increase with *Re* due to stronger advection, while minima remain unaffected. The LDAC exhibits the highest local Nusselt number (*Nu*) near the inlet, followed by LIAC and CAC. At low Reynolds number (*Re*) values, heat transfer performance is geometry-independent, but at higher Reynolds number (*Re*), LIAC achieves the highest mean Nusselt number (*Nu*) due to steeper gradients near the outlet. For heat transfer enhancement, LIAC outperforms the other geometries, achieving up to 40.3% improvement at *Re*=200 and *A*=0.04. However, this comes at the cost of higher pressure drops, particularly in LIAC due to pronounced recirculation zones. The performance factor, which evaluates the trade-off between heat transfer enhancement and pumping power, varies across these channels. The CAC achieves the highest performance factor at low Reynolds number (*Re*), while LDAC outperforms at higher Reynolds number (*Re*) for *A*=0.02 and 0.03. For *A*=0.04, CAC provides the best performance factor, indicating its suitability for high-amplitude configurations.

In this study, the complex flow structure within the wavy-wall channel is investigated numerically under the thermally developing laminar flow conditions. The numerical simulations were carried out for wave amplitude ratios ranging from 0.15 to 0.35 and Reynolds numbers between $Re = 4\times10^2$ and 1.2×10^3. The individual and combined influences of the wave amplitude ratio (α) and Reynolds number (*Re*) on thermal performance were evaluated by comparing the wavy-wall channel with the baseline parallel-wall configuration. The analysis included velocity and vorticity distributions, the mean Nusselt number (Nu_m), friction factor (*f*), and the overall heat transfer enhancement factor (*E*).

MATERIAL AND METHOD

The two-dimensional wavy channel model considered for this study is shown in **Figure 1**. The parameters associated with the wavy-wall channel are the amplitude ratio ($\alpha = 2a/H_{max}$), wavelength (L_w), maximum (H_{max}) channel height, minimum (H_{min}) channel height, and average channel height ($H = (H_{max} + H_{min})/2$), each playing a crucial role in determining the wall's overall performance.

The wavy channel geometry adopted in this study was modeled to be consistent with the configuration employed by Kurtulmuş et al. (2020), maintaining the same average channel height (*H*) and wavelength (L_w). To ensure the development of fully established flow conditions, the computational domain included inlet and outlet calming sections extending $7.5L_w$ and $30L_w$, respectively. Numerical analyses were carried out using ANSYS-FLUENT for wave amplitude ratios of α = 0, 0.15, 0.25, and 0.35, while keeping both the average channel height and the wavelength fixed. The Reynolds number (*Re*) was varied from 4×10^2 to 1.2×10^3 across all simulations.

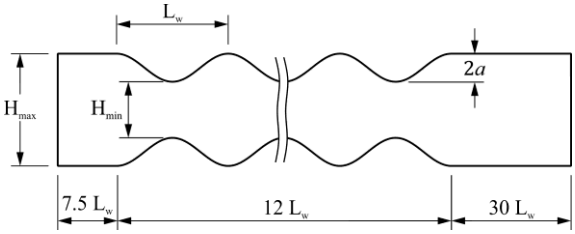


Figure 1. Schematic representation of the wavy-wall channel geometry and related parameters

Figure 2 shows the computational mesh generated for the numerical study in the wavy-wall channel, illustrating a single wave segment only. All subsequent wave sections were meshed identically to ensure consistency throughout the fluid domain. The mesh consists of structured quadrilateral elements, which provide accurate discretization and promote numerical stability. The mesh

is also systematically refined in the wall-normal direction to improve solution accuracy, particularly near the walls where sharp velocity and temperature gradients are expected. A mesh independence study is performed to verify that the mesh element number is fine enough to capture the details of the flow near the wall. Table 1 shows the results for meshes with element sizes ranging from 32,000 to 523,000. Comparing the meshes with 365,000 and 523,000 elements, it will be observed that the error of the mean Nusselt number (Nu_m) is minimal, with relative error of only 1.0%. However, the computation cost for the finer mesh increases significantly. Therefore, the mesh with 365,000 elements was adopted in the present study, as it provides accurate results at a reasonable computational time.

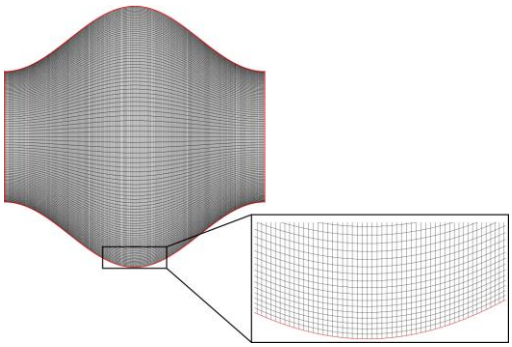


Figure 2. Structured quadrilateral mesh of the wavy channel domain used in the numerical simulation

Table 1. Mesh Independency Results

Element Size	Element Number	Nu_m	Error
1.00 × 0.40	32,000	31.05	-
0.60 × 0.24	91,000	25.39	22.3%
0.40 × 0.16	204,000	23.24	9.3%
0.35 × 0.14	266,000	22.76	2.1%
0.30 × 0.12	365,000	22.27	2.2%
0.25 × 0.10	523,000	22.04	1.0%

The flow is considered unsteady, incompressible, and two-dimensional laminar, with the Newtonian working fluid having constant thermophysical properties and a Prandtl number of 7.0. Under these assumptions, the mass conservation, momentum and energy equations may be written as follows:

Continuity equation:

$$\frac{\partial u}{\partial x}+\frac{\partial v}{\partial y}=0 \tag{1}$$

Momentum equations:

$$\rho\left(\frac{\partial u}{\partial t}+u\frac{\partial u}{\partial x}+v\frac{\partial u}{\partial y}\right) = -\frac{\partial p}{\partial x}+\mu\left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 u}{\partial y^2}\right) \tag{2}$$

$$\rho\left(\frac{\partial \mathrm{v}}{\partial \mathrm{t}}+u\frac{\partial \mathrm{v}}{\partial \mathrm{x}}+v\frac{\partial \mathrm{v}}{\partial \mathrm{y}}\right) = -\frac{\partial \mathrm{p}}{\partial \mathrm{y}}+\mu\left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 v}{\partial y^2}\right) \tag{3}$$

Energy equation:

$$\rho C_p\left(\frac{\partial \mathrm{T}}{\partial \mathrm{t}}+u\frac{\partial \mathrm{T}}{\partial \mathrm{x}}+v\frac{\partial \mathrm{T}}{\partial \mathrm{y}}\right)=\mathrm{k}\left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 T}{\partial y^2}\right) \tag{4}$$

The corresponding boundary conditions of the fluid domain are defined as follows:

1. At the inlet:

$$u(y)=1.5U\cdot\left[1-\left(\frac{2y}{H_{\mathrm{avg}}}\right)^2\right]$$
$$v = 0 \tag{5}$$
$$T=T_r = 300\ K$$

2. At the outlet:

$$\frac{\partial u}{\partial x}=\frac{\partial v}{\partial x}=0$$
$$\frac{\partial T}{\partial x}=0 \tag{6}$$

3. At the Upper and lower Wavy Walls:

$$u = v = 0$$
$$\frac{\partial T}{\partial y}=q''=4553\ W/m^2 \tag{7}$$

4. At the inlet and outlet calming sections:

$$u = v = 0$$
$$\frac{\partial T}{\partial y}=0 \tag{8}$$

The governing equations were discretized using a second-order upwind scheme for the convective and diffusive terms to ensure improved numerical accuracy. A second-order implicit formulation was adopted for the transient calculations to enhance solution stability and time accuracy. Pressure–velocity coupling was handled using the Coupled algorithm, which facilitates robust convergence behavior for incompressible flow. The simulations were progressed in time until both the mean Nusselt number (Nu_m) and the friction factor (f) reached stable values, signifying that a statistically steady state had been achieved. At each time-step, iterations were continued until the scaled residuals for all governing variables fell below 10^{-6}, ensuring convergence of the solution. To validate the accuracy of this numerical setup, simulations were first performed for a parallel-wall channel at a Reynolds number of 1.2×10^3. The validation study compared the numerical results with established benchmark values. The friction factor was evaluated using the analytical expression for fully developed laminar flow between parallel plates, $f = 96/Re$, while the Nusselt

number was assessed based on the empirical solution proposed by Shah (1975) since the flow regime considered here is thermally developing laminar flow. As summarized in Table 2, the friction factor (f) obtained from the simulation is in close agreement with the analytical value with a relative error of only 0.08%. Similarly, the mean Nusselt number (Nu_p) showed good agreement with the empirical correlation, resulting in a relative error of 1.80%. These confirm the validity of the numerical setup in the thermally developing laminar flow condition. The good agreement of the simulation with the benchmark values validates the numerical setup and justifies its application to more complex geometries, such as wavy-wall channels.

Table 2. Validation of the numerical results for a parallel-wall channel (Re = 1.2×10³)

Parameter	Numerical Result	Benchmark Value	Error
f	0.07994	0.08000	0.08%
Nu_p	22.31	22.72	1.80%

After obtaining the velocity and temperature fields through the numerical solution, several performance indicators were assessed to characterize the fluid flow and thermal behavior within the wavy channel. These parameters included the local heat transfer coefficient (h), the mean Nusselt number (Nu_m), the friction factor (f), and the overall heat transfer enhancement factor (E). The local heat transfer coefficient along the wavy surface was computed using the following relation:

$$h_x = \frac{q''}{(T_{wx} - T_r)} \tag{9}$$

where, T_r is the reference inlet fluid temperature. The local Nusselt number (Nu_x) is defined as:

$$Nu_x = \frac{h_x\, D_h}{k} \tag{10}$$

Here, the hydraulic diameter was defined as $D_h = 2H$. The mean Nusselt number (Nu_m) along the wavy surface was calculated by integrating the local Nusselt number over the total length of the wavy wall (L), as expressed by the following equation:

$$Nu_m = \frac{1}{L}\int_0^L Nu_x \tag{11}$$

The friction factor (f) for the wavy-wall channel is calculated as follows:

$$f = \Delta P \frac{2\, D_h}{S\, \rho\, U^2} \tag{12}$$

where, S is the total distance between the inlet and outlet of the wavy-wall channel. Finally, the heat enhancement factor (E) is defined as:

$$E = \frac{Nu_m}{Nu_p} \tag{13}$$

where, Nu_p is the mean Nusselt number of the parallel-wall channel.

RESULTS AND DISCUSSION

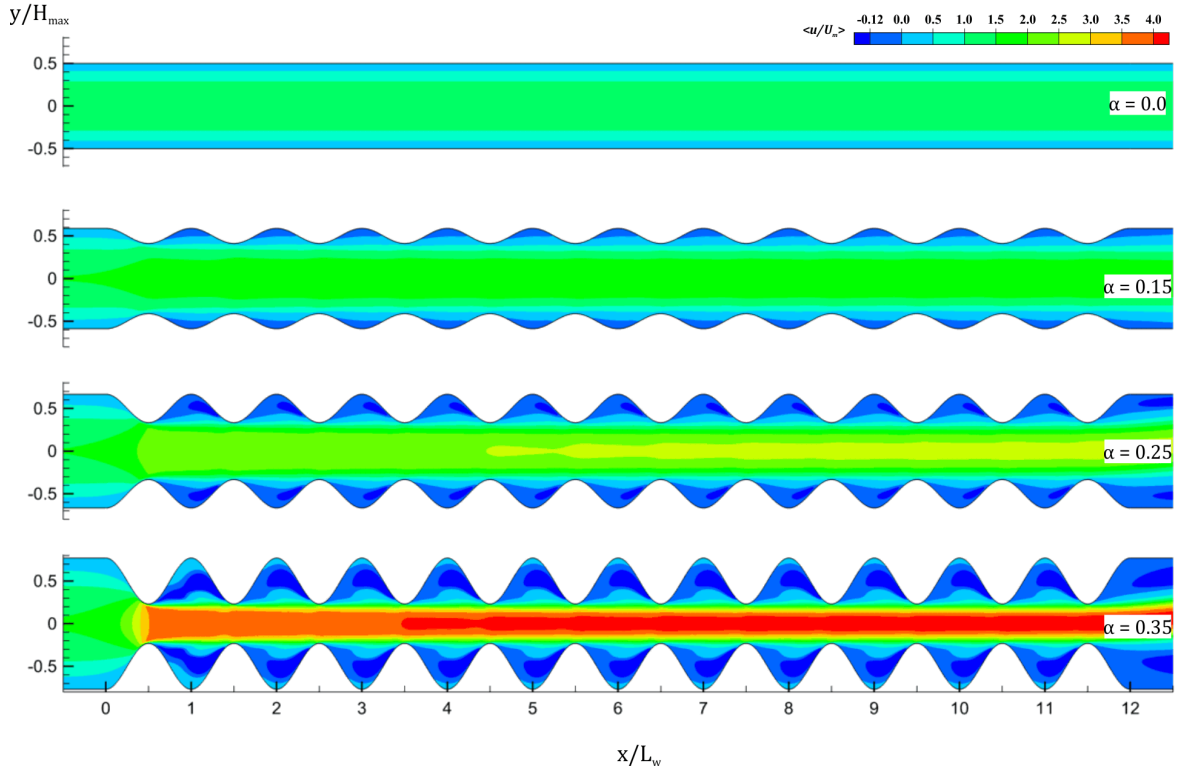


Figure 3. Comparison of the time-averaged dimensionless streamwise velocity, <u/U> in the parallel-wall and wavy channel with amplitude ratios of 0.15, 0.25, and 0.35 at Reynolds number, Re = 1.2×10³ and Prandtl number, Pr = 7.0

Figure 3 shows the contours of the time-averaged dimensionless streamwise velocity ⟨u/U⟩ for a parallel-wall channel and wavy-wall channels at three different amplitude ratios (α= 0.15, 0.25, 0.35), at a Reynolds number of 1.2×10^3 and a Prandtl number (Pr) of 7.0. The Figure clearly illustrates that higher wave amplitude induces larger recirculation regions and more prominent velocity variations along the channel length. The introduction of wavy geometry significantly alters the flow pattern compared to the uniform and symmetric velocity distribution observed in the laminar fully developed flow of the parallel-wall channel. Specifically, the wavy-wall channel introduces alternating converging and diverging sections, causing the fluid to experience adverse and favorable pressure gradients within each wave section. In the diverging sections of the wavy-wall channel, fluid particles near the walls possess relatively low momentum. When subjected to adverse pressure gradients in these regions, the velocity gradient adjacent to the wall diminishes, leading to boundary layer separation and the formation of recirculating zones near the wave troughs. As the amplitude of the channel increases, these recirculation regions become more pronounced, occupying larger portions near the channel walls (see, α=0.35 in Figure 3). The core flow becomes progressively constricted between these growing recirculation zones, resulting in an increase in velocity magnitude near the channel centerline. Subsequently, as the flow enters the converging sections downstream, a favorable pressure gradient prevails, causing the separated boundary layer to reattach to the wall surface upstream of the wave crests.

Figure 4 and Figure **5** show the contours of the time-averaged dimensionless streamwise velocity ⟨u/U⟩ and vorticity contours ⟨ω D_h/U⟩ for three different amplitude ratios (α= 0.15, 0.25, 0.35) at the 3rd, 7th, and 10th wave sections. The comparison provides insight into how flow development and vortex dynamics evolve spatially and vary with the amplitude ratio. The results demonstrate distinct behaviors across low (α=0.15), moderate (α=0.25), and high wave (α=0.35) amplitudes, which have direct implications on boundary layer disruption and convective heat transfer enhancement. In Figure 4 and Figure **5**, both the velocity and vorticity contours show symmetrical patterns in the upper and lower walls of the wavy channel for the 3rd, 7th, and 10th wave, regardless of the amplitude ratio, which indicates that the roll of vorticity formation process occurs consistently downstream of the wavy channel.

For low amplitude ratio α=0.15, the streamwise velocity distribution contours (Figure 4) reveal a symmetric streamwise flow with a small and stable recirculating region forming near the wave troughs, as indicated by the dark blue color of the velocity contours. This weak flow separation results from the mild adverse pressure gradient induced by the low-amplitude wave geometry. Additionally, examining the core region across the waves reveals that the core flow accelerates throughout the wave sections (3rd to 10th). In comparison to the fully developed flow in a parallel-wall channel, where the core velocity typically reaches 1.5 times the mean velocity (U), the thermally developing wavy channel flow exhibits an increased core velocity in the range of 1.80 to 1.95 times the mean velocity (U). This indicates that a low amplitude

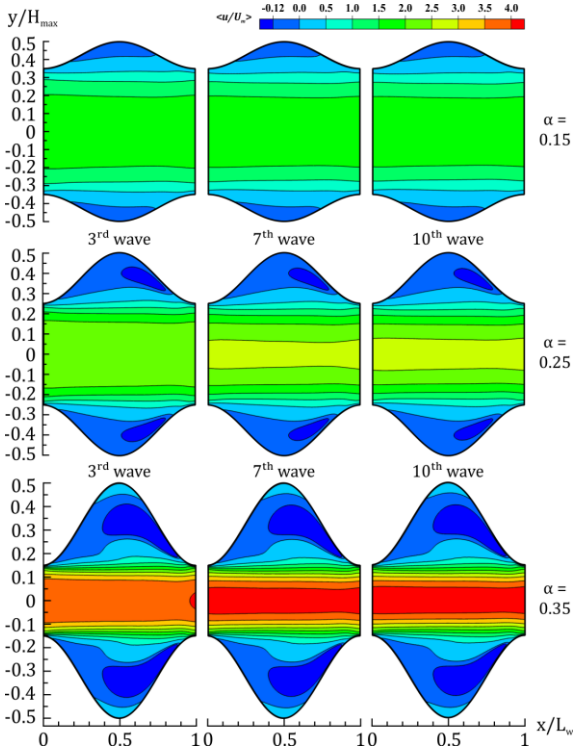


Figure 4. Contours of the time-averaged dimensionless streamwise velocity, <u/U>, in the 3rd, 7th, and 10th sections of the wavy channel for amplitude ratios of 0.15, 0.25, and 0.35 at Reynolds number, Re = 1.2×10^3

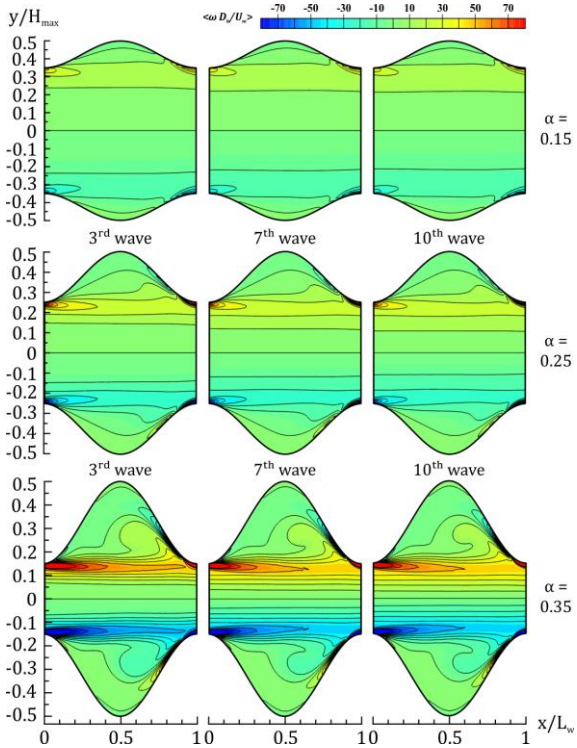


Figure 5. Variation of the time-averaged dimensionless vorticity contours, <ω D_h/U> in the 3rd, 7th, and 10th sections of the wavy channel for amplitude ratios of 0.15, 0.25, and 0.35 at Reynolds number, Re = 1.2×10^3

ratio results in only a 23-30% increase in the core velocity, due to the influence of wavy wall geometry. On the other hand, the vorticity contours in Figure 5 confirm the presence of stable recirculating zones for α=0.15, where vorticity magnitudes are relatively low and limited to thin shear layers near the crest region of the wavy channel. Hence, the fluid exchange between the core and the recirculating region is limited due to the stability of the developed shear layer along the low-amplitude wave geometry. For the moderate amplitude ratio α=0.25, the streamwise velocity component in Figure 4 shows larger recirculation zones in the wave troughs, accompanied by noticeable deceleration in the diverging sections and acceleration in the converging sections. The recirculating flow regions are more prominent and occupy a larger portion of the channel cross-section as compared to α=0.15. Also, the maximum core velocity in this case reaches 2.43 times the mean velocity (U) at the 3rd wave, while it becomes around 2.60 for the 7th and 10th waves, indicating that although the flow is inherently unsteady, it becomes periodically steady after the 7th wave along the wavy channel. The vorticity contours in Figure 5 (middle row) show the stronger interaction between the core and recirculating region by exhibiting regions of intensified vorticity near the crest region of the wavy channel, especially near the reattachment zones. The enhanced shear layers and the onset of small roller vortices imply increased momentum and energy exchange between the core flow and near-wall regions. These features contribute to thinner thermal boundary layers and improved fluid mixing. The forementioned impact of the wave geometry on the flow field becomes even more pronounced at the high amplitude ratio, α=0.35. As seen in the bottom side of Figure 4, the streamwise velocity distribution shows significant flow separation and reattachment zones in each of the 3rd, 7th, and 10th waves. In the converging regions, the core flow velocity increases 4.0 times the mean velocity (U), while in the diverging regions, it decelerates and reverses direction near the wave troughs. Similarly, the vorticity contours (Figure 5) show high-intensity and larger-scale vortex structures, with alternating regions of positive and negative vorticity which indicates high instabilities of the shear-layer. Consequently, the thermal boundary layer is repeatedly interrupted, leading to enhanced fluid mixing with the channel.

The variation of the mean Nusselt number (Nu_m) and friction factor (f) with respect to the amplitude ratio (α) of the wavy-wall channel is presented in Figure 6 and Figure 7 for Re=1.2×10³. The mean Nusselt number (Nu_m) decreases slightly as the amplitude ratio increases from α=0 (parallel-wall channel) to α=0.15. The reduction in heat transfer rate (h) at this low amplitude ratio is primarily due to the low velocities and weak mixing within the recirculating region. Since the thermal shear layer remains relatively undisturbed, the recirculation zone acts as an insulating layer, limiting the interaction between the core flow and the wall, and thus reducing the overall heat transfer rate (h). With a further increase in the amplitude ratio (α), the thermal boundary layers become thinner, and the stronger interaction between the core flow and the recirculating regions enhances mixing near the walls. This leads to an increased heat transfer rate (h) and results in higher mean Nusselt number (Nu_m) values for larger amplitude ratios. Specifically, for the amplitude ratio of α=0.35, the mean Nusselt number (Nu_m) is observed to increase by 26% compared to the parallel-wall channel, which represents the influence of the wavy geometry on heat transfer enhancement. On the other hand, as shown in Figure 7, the friction factor (f) remains nearly constant at low amplitude ratio (α), but increases sharply beyond that point, reaching a value of 0.84 at α=0.35. This indicates a significant increase in flow resistance with increasing amplitude ratio (α). Compared to the parallel-wall channel (α=0), the friction factor (f) increases by an order of magnitude, which may offset the benefits of heat transfer enhancement where pressure loss is a critical parameter. The increased friction is attributed to greater surface area and repeated flow acceleration and deceleration in the converging-diverging sections. Thus, while the high-amplitude wavy channels improve heat transfer, they do so at the expense of greater pressure losses. Therefore, for a given wavelength of the wavy geometry, an optimal amplitude ratio should be selected to balance the enhancement in heat transfer against the accompanying pressure drop.

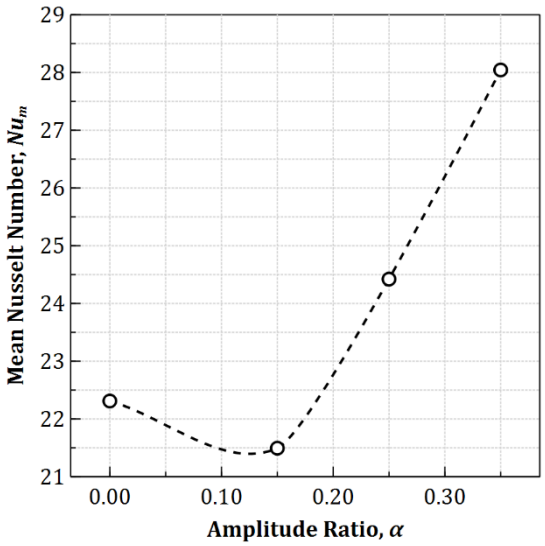


Figure 6. Mean Nusselt number (Nu_m) variation with amplitude ratios (α) in the wavy channel for Re = 1.2×10³

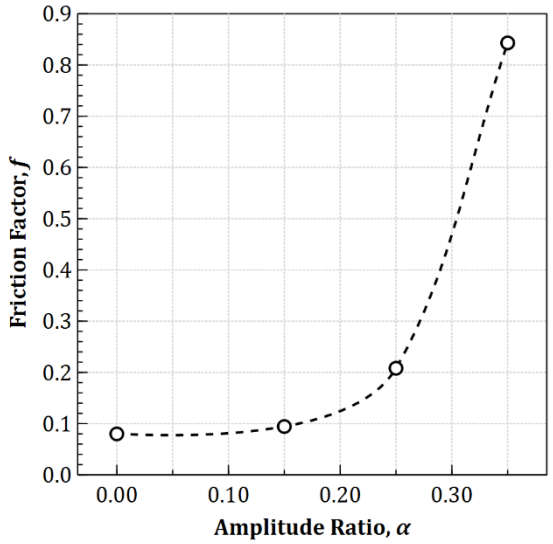


Figure 7. The variation of friction factor (f) with respect to different amplitude ratios (α) in the wavy channel for Re = 1.2×10^3

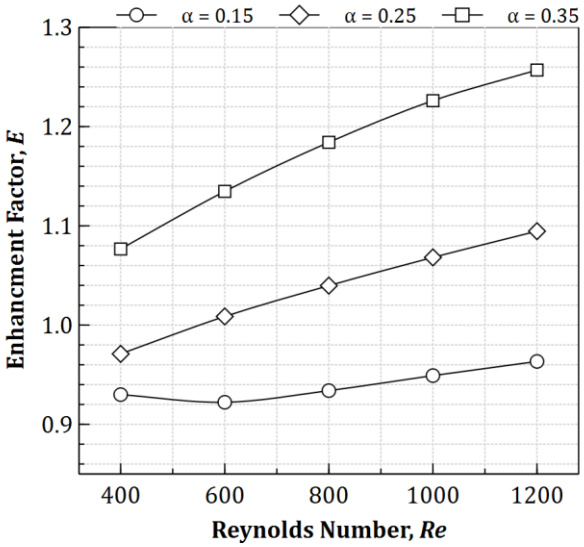


Figure 8. Presentations of heat transfer enhancement ratios (E) in the wavy channel with variations of Reynolds numbers for three different wave amplitude ratios (α)

The effect of increasing Reynolds numbers on heat transfer performance in a wavy channel is evaluated and compared to the parallel-wall channel in terms of the heat transfer enhancement factor (E). Figure 8 presents the variation of E for the low, moderate and high amplitude ratios (α). Across all considered cases, it was found that the enhancement factor (E) increases monotonically with the Reynolds number due to thinning of the thermal boundary layer and enhanced convection at higher flow rates, regardless of the channel geometry type. However, for low Reynolds number and amplitude ratio (Re=4×10^2, α=0.15), the magnitude of the enhancement factor (E) remains below unity, indicating no improvement over the parallel-wall channel. In contrast, at higher amplitudes (i.e., α=0.25 and α=0.35), the enhancement factor (E) exceeds unity even at low Reynolds numbers and reaches a maximum for Re=1.2×10^3 and α=0.35. This demonstrates that significant thermal enhancement may only be achieved at sufficiently high amplitude ratio (α) and flow rates. These findings align with the observations described for the velocity and vorticity contours, wherein higher amplitude ratios (α) induce stronger recirculation regions and enhanced mixing near the wavy walls of the channel. This improves convective heat transfer but is accompanied by a corresponding increase in pressure drop.

CONCLUSIONS

In this study, the influence of wave amplitude ratio (α) and Reynolds number (Re) on flow characteristics and thermal performance in a wavy channel was examined under thermally developing laminar flow conditions. The results obtained for the velocity and vorticity contours, along with the mean Nusselt number (Nu_m), friction factor (f) and enhancement factor (E), demonstrated that the wavy channel is an effective passive enhancement technique, but its effectiveness depends strongly on the amplitude ratio (α), Reynolds number (Re), and the required performance criteria.

The results demonstrated by the velocity and vorticity contours showed that the wavy channel geometry introduces periodic converging-diverging sections along the channel length, promoting the destabilization of the thermal boundary layer and facilitating enhanced mixing between the core and recirculating region. Moreover, the results show that the amplitude ratio (α) along with the Reynolds number (Re) serves as a crucial geometric parameter that leads to greater momentum redistribution and more prominent flow separation and reattachment behavior within the wavy channel. Consequently, the Nusselt number increased from 22.3 for the parallel-wall channel up to 28.0 with the amplitude ratio α=0.30. In contrast, the low amplitude ratio (α=0.15) shows no enhancement in heat transfer over the parallel-wall channel. Also, it was found that the heat transfer enhancement, E=1.26, is maximum for the amplitude ratio, α=0.35, at Re = 1.2×10^3. Nonetheless, this enhancement is accompanied by substantial increases in pressure drop.

Therefore, an optimal amplitude ratio (α) should be selected by balancing thermal enhancement with the associated hydraulic penalties. Such trade-offs are

essential for the effective design and deployment of wavy-wall channels in practical heat exchangers.

SYMBOLS

a	Wavy-wall amplitude [m]
α	Amplitude Ratio [=$2a/H_{max}$]
C_p	Specific heat at constant pressure [J/kg/K]
D_h	Hydraulic Diameter [m]
E	Enhancement factor [see eq. (13)]
f	Friction factor [see eq. (12)]
H	Average channel height [m]
H_{max}	Maximum channel height [m]
H_{min}	Minimum channel height [m]
h_x	Local heat transfer coefficient [W/m²/K]
k	Thermal conductivity [W/m/K]
L	Wavy-wall total length [m]
L_w	Wavy-wall wavelength [m]
μ	Dynamic viscosity [Pa·s]
Nu_m	Mean Nusselt number wavy-wall
Nu_p	Mean Nusselt number parallel-wall
Nu_x	Local Nusselt number [=$h_x D_h/k$]
p	Pressure [Pa]
q''	Heat flux [W/m²]
Re	Reynolds Number [=$\rho U D_h/\mu$]
ρ	Density [kg/m³]
S	Channel width [m]
t	Time [s]
T	Temperature [K]
T_r	Reference inlet temperature [K]
T_{w_x}	Local wall temperature [K]
u, v	x and y velocity components [m/s]
U	Mean streamwise velocity [m/s]
x, y	Axial and transverse coordinates [m]
ω	Vorticity [1/s]
ΔP	Pressure drop [Pa]

REFERENCES

Faizal, M., Ahmed, M.R., 2012. Experimental studies on a corrugated plate heat exchanger for small temperature difference applications. *Experimental Thermal and Fluid Science* 36, 242–248.

Farhat, O., Faraj, J., Hachem, F., Castelain, C., Khaled, M., 2022. A recent review on waste heat recovery methodologies and applications: Comprehensive review, critical analysis and potential recommendations. *Cleaner Engineering and Technology* 6, 100387.

Gong, L.J., Kota, K., Tao, W., Joshi, Y., 2011. Thermal Performance of Microchannels With Wavy Walls for Electronics Cooling. *IEEE Transactions on Components, Packaging and Manufacturing Technology* 1, 1029–1035.

Islamoglu, Y., Parmaksizoglu, C., 2003. The effect of channel height on the enhanced heat transfer characteristics in a corrugated heat exchanger channel. *Applied Thermal Engineering* 23, 979–987.

Kareem, Z.S., Mohd Jaafar, M.N., Lazim, T.M., Abdullah, S., Abdulwahid, A.F., 2015. Passive heat transfer enhancement review in corrugation. *Experimental Thermal and Fluid Science* 68, 22–38.

Kurtulmuş, N., Sahin, B., 2019. A review of hydrodynamics and heat transfer through corrugated channels. *International Communications in Heat and Mass Transfer* 108, 104307.

Kurtulmuş, N., Zontul, H., Sahin, B., 2020. Heat transfer and flow characteristics in a sinusoidally curved converging-diverging channel. *International Journal of Thermal Sciences* 148, 106163.

Mehta, S.K., Pati, S., Baranyi, L., 2022. Effect of amplitude of walls on thermal and hydrodynamic characteristics of laminar flow through an asymmetric wavy channel. *Case Studies in Thermal Engineering* 31, 101796.

Ničeno, B., Nobile, E., 2001. Numerical analysis of fluid flow and heat transfer in periodic wavy channels. *International Journal of Heat and Fluid Flow* 22, 156–167.

Ramgadia, A.G., Saha, A.K., 2012. Fully developed flow and heat transfer characteristics in a wavy passage: Effect of amplitude of waviness and Reynolds number. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 55, 2494–2509.

Ramgadia, A.G., Saha, A.K., 2013. Numerical study of fully developed flow and heat transfer in a wavy passage. *International Journal of Thermal Sciences* 67, 152–166.

Sadeghianjahromi, A., Kheradmand, S., Nemati, H., Wang, C.-C., 2020. Heat transfer enhancement of wavy fin-and-tube heat exchangers via innovative compound designs. *International Journal of Thermal Sciences* 149, 106211.

Shah, R., 1975. Thermal entry length solutions for the circular tube and parallel plates. In: *Proceedings of 3rd National Heat and Mass Transfer Conference*. Indian Institute of Technology Bombay Delhi, pp. 11–75.

Tokgoz, N., Sahin, B., 2019. Experimental studies of flow characteristics in corrugated ducts. *International Communications in Heat and Mass Transfer* 104, 41–50.

Ünal, E., Ahn, H., Sorguven, E., 2016. Experimental Investigation on Flows in a Corrugated Channel. *Journal of Fluids Engineering* 138.

Zontul, H., Hamzah, H., Kurtulmuş, N., Şahin, B., 2021. Investigation of convective heat transfer and flow hydrodynamics in rectangular grooved channels. *International Communications in Heat and Mass Transfer* 126, 105366.

FEASIBILITY STUDIES OF ENERGY PRODUCTION WITH SOLID FUEL USING DOWNDRAFT GASIFICATION

Cemil KOYUNOĞLU[*], Nagihan ERSOY[**], Nevzat ŞADOĞLU[***], Mustafa TOLAY[****], İsmail EKMEKÇİ[*****]

[*]Yalova Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Merkez, Yalova; cemil.koyunoglu@yalova.edu.tr
[**]Celal Bayer Üniversitesi, Soma Meslek Yüksek Okulu, Manisa; nagihan.ersoy@cbu.edu.tr
[***]Enerji Etüd Uzmanı, İstanbul; nevzatsadoglu@gmail.com
[****]İstanbul Bilgi Üniversitesi, Mühendislik ve Doğa Bilimleri Fakültesi, Silahtarağa, İstanbul; drmtolay@gmail.com
[*****]İstanbul Ticaret Üniversitesi, Mühendislik ve Tasarım Fakültesi, Küçükyalı, İstanbul; iekmekci@ticaret.edu.tr

Abstract: The purpose of this study was to determine the conversion possibility of solid fuel into energy as an alternative fuel in Turkey. For this reason, intense in the country sources such as lignite as a energy product that will allow the assessment of plants to investigate of availibility. In this study, in order to determine the potential of alternative energy in solid fuel for energy production will consist of a gasification plant syngas amount, calculating the cost of energy potential and the system, focuses on the importance of altenative energy. Contribution to development of syngas production plants in Turkey, maintaining competitiveness, the advantages provided by aspects of reduction of environmental problems, solid fuel of electricity and heat production from the facilities will be established for the duration of repayment of the existing conditions were found to be short. Incentives provided by law to be installed plants and other renewable energy applications with gasification will return be much shorter periods determined by the analysis.

The physical properties, calorific values, proximate analysis and ultimate analysis of solid fuel samples were also elaborated on. After first observation of solid fuel, such as low grade coals, characteristics with the optimum characteristics of a plant feasibility studies are discussed for the waste to energy process using solid fuel. Additionally, the economic analysis of different power capacity 1 MWel using by down draft gasification system with combined heat and power station will be set up for energy conversion of the residues Turkey was calculated and designed.
The investment will become profitable at the economic analysis results were determined included feasibility studies, sensitivity analysis, net present value, internal rate of profitability, pay-back ratio, benefit/cost ratio, internal ratio etc. The cost of electricity produced from the power station by solid fuel gasification was calculated as quite reasonable for invesment at this moment in Turkey.

Particularly gasification of solid fuel and solid fuels controlled air-solid sensible process of converting into syngas. Gasification, under the conditions of atmospheric, vacuum or pressure, occurs and produced CO and H_2 is a mixture of so-called product syngas. By burning gas with clean air, clean energy are produced. Small-scale gasification plants scattered small settlements and an ideal choice for small power plants. Electricity generation and combined heat recovery plant, an extraordinary importance in the world has numerous applications. Gasification, gas engine or gas turbine component with the solid fuel energy directly into energy provides a method of covering. Gasification technology, combined heat power systems (CHP), production plants and integrated gasification combined cycle (IGCC) power plants is available. The gasification plant capable of flexible working, part of the gasification with oxygen in the environment and emissions in line with the appropriate features.

The solid fuel gasification facilities present the most suitable technology for the environment. The gasification technologies do not use excess oxygen because reactions occur in partial oxygen environment. Thus, no problems are experienced particularly in effluent gas treatment processes. In comparison with incineration, the gasification technologies are more environmentally friendly and more advantageous in terms of CO_2, SO_2, NO_x emissions. The sulfur is mostly present in H_2S form which can be removed easier than SO_2 or as raw sulfur. NO_x, dioxin and furan do not cause problems during gasification. The gasification technologies provide the most appropriate parameters according to environmental criteria of the EPA and EU. Since solid fuel can be used as fuel, they comply with Kyoto Protocol and Renewable Energy Act.

Total solid fuel inputs in gasification system are defined as air and process water and total solid fuel outputs (wastes) are process water effluent, ash and dry gas.

The environmental properties of the gasification technology can be summarized follows;

- The cleanest and environmental friendly technology in terms of gases released to atmosphere,
- The prevention of the CO_2 gases may only be possible economically with gasification in long term in the framework of Kyoto Protocol,
- The elimination of treatment solid fuel with a very different fuel composition without harming the environment and providing additional value is again only possible with gasification,
- Only a small amount of ash remains as solid fuel. This ash is used in cement factories or in asphalt production.
- The gasification facilities do not have water pollution problems.

Key Words: Solid fuel energy, alternative energy, RDF, biomass, downdraft gasification, energy production, economic analysis, feasibility study.

1. Introduction

Gasification

Solid fuel gasification, especially for coal, biomass and solid waste, is a process that converts solid fuel from a solid state to a gaseous state and takes place in the presence of a controlled 'shortage' of air/oxygen, thus maintaining reducing conditions. The gasification is carried out in a gasifier in vacuum, athmospheric or pressurised conditions, and the product is a mixture of CO and H_2, called generally leangas. The product gas is cleaned and then burned with either oxygen or air, generating combustion products at high temperature and pressure. The leangas that is produced is very similar to city gas and can be used to make electric power and/or chemicals, fertilizer. Cleanest of all solid based electric power technologies, gasification has significantly lower levels of air emissions, solid wastes, and wastewater. The reason of its high efficiencies, solid fuel gasification also uses less solid fuel to produce the same amount of energy, resulting in lower carbon dioxide (CO_2) emissions. Coal gasification has proven technology for capturing CO_2 at a fraction of the cost required for coal combustion technologies. The sulphur present mainly forms H_2S that can be more readily removed than SO_2. Although no NOx is formed during gasification, some is formed when the fuel gas or leangas is subsequently burned.

In this study, Gasification Company marks a breakthrough in solid fuel gasification technology. In a following gas engine it is converted to heat and electricity. This makes the process the ideal choice for small decentralised power plants. For the first time in Turkey, Gasification Company is also offering cost-effective power plant solutions from small to mid-sized plants, (from 1MW to 50MW) and also up to big sized plants (from 50 MW to 200 MW). The combination of power generation and heat recovery is of extraordinary importance for the countless communities in Turkey and in Europe. Gasification offers a method of converting the energy content of solid fuel directly to energy by gas engine or gas turbine. Point of use may include use in boilers and combined heat and power systems (CHP) and IGCC plants. This gasification system is designed to accept a broad range of solid waste, biomass or coal. Inorganic compounds are removed during gasification as part of the cleanup process. The system has a number of advantages for use in advanced solid fuel power systems, including reduced emissions, increased efficiencies, and flexibility for use with a variety of solid waste feedstocks. Regarding the matter, as a response to the industrial and environmental needs on services providing for solid waste gasification plant & process detailed design, gasifier design, solid fuel gasification process construction, solid fuel gasification process commisioning, solid fuel gasification solid fuel gasification process operations, solid fuel gasification process maintanance, solid fuel gasification process automation and process control, consulting and engineering, tendering, project awarding, project management and supervising.

In this study, also gasification system has been prepared in order to describe of plant needed for leangas production by gasifing of solid wastes (RDF form) with downdraft gasifier (1MWel) and gas cleaning system. Also, additionally, the economic analysis of different power capacity 1 MWel using by down draft gasification system with combined heat and power station will be set up for energy conversion of the residues Turkey was calculated and designed.

2. Process description

2.1. Solid Fuel and Solid Waste Gasification in the Downdraft Gasifier

Gas production from waste has been proposed as an alternative solution for waste destruction with energy recovery. It is claimed that the process is as environmentally clean as a state-of-the-art waste gasification reactor, that the capital cost of systems

based on the process is comparable with (or even cheaper than) that of conventional Waste to Energy (WtE) plants and that because the electrical energy efficiencies of such systems can be up to 50% higher than conventional WtE plants, the overall cost of treating waste can be significantly reduced. The result of one of these techno-economic studies showed that gas production from waste systems were much more efficient than modern WtE plants and, in addition, the capital and operational cost were less [2,3,4,17,18,19]. A review of what has been achieved in the area of SWG (Solid Waste Gas) over the past 10 years shows that there is a lack of scientific knowledge of the gasification process and the gas cleaning. Nevertheless several developments have resulted in successful pilot plants and demonstrations that work. However only a very few projects have achieved a commercial status where the technology has a competitive advantage in the market. Below Figure-1, Figure-2 and Figure-3 presents 1 MWel Downdraft Gasification System Flowchar**t** who successfully execute the process from solid waste [(Figure-1).

Gasification Company's solid waste gasification process can be broadly defined as the thermochemical conversion of a solid carbon-based material (feedstock) into a combustible gaseous product (combustible gas) by the supply of a process agent (partial oxidation) under the application heat. After the step of drying and briquetting operation, briquetters of solid waste, 80 to 100 mm in diameter are introduced into the downdraft gasifier from the top, while the oxidant agent (preheated air) enters from throat zone of gasifier. In the first zone, drying, the solid waste is heated and dried while cooling the product gas that is about to leave the solid waste gasifier. This zone ranges from 250 to 400°C. Briquetted waste is broken down to coke, tar, CH_4, H_2, in the pyrolysis zone which is between 400 – 600°C. In the throat zone the solid waste gas is between 1000 – 1200°C, the H_2O and O_2 in the introduced air, O_2 reacts with coke and output gas is called solid waste gas (leangas) which mainly consists of CO, H_2, CO_2, CH_4 at temperature between 1000 – 1200°C. As the solid waste runs through the descendent zone the solid waste gas cools down to 600°C. Solid waste gas is sucked to the cleaning stage after it reaches 400 – 600°C in the solid waste gasifier (Figure-1).

The rotary valve or gate valves integrated to the system prevents uncontrolled air leakage for security purposes and controls fuel feed rate. Air inlet from the throat zone of the solid waste gasifier is the difference from the other type of gas producers. Safety valve and level indicator for the feedstock are mounted in the solid waste gasifier. Vibrator is mantled to the solid waste gasifier since the feedstock material in the solid waste gasifier is not at the same level all the time, but there may become small peaks inside. In order to evenly distribute the feedstock vibrations are applied at certain periods. No slurried form feedstock is fed to the reactor; only briquetted solid waste is accepted. Solid waste gas is produced which mainly consists of CO, H_2, CO_2, CH_4. Reactant agent for the process to occur is only the air at environmental conditions. Air preheater are used to provide necessary air for the solid waste gasification reactions. The amount of produced tar at the end of the reactions is low. Solid waste and biomass gasifier can be operated under the vacuum conditions (Figure-1).

2.2 Gas Cleaning Up

Raw synthesis gas from the solid waste gasifier contains tar, char, mineral matter, and other impurities. These contaminants must be removed before the synthesis gas can be used in heat / power generation unit. Tars can foul heat exchange surfaces and engine valves or they may not burn adequately in combustion chambers of engines. Alkali forms deposits on cold heat exchange surfaces and engine blades where it promotes corrosion. Removal of tar and alkali is essential to the long-term success of gasification processes.

Particles may need to be removed from synthesis gas taken from the solid waste gasifier and thus, cyclone collectors, scrubbers, filters, wet electrostatic precipitators and air cooling / drying units have all been employed for particulate removal with varying degrees of success (Figure-1). Cyclone collectors are very effective for removing all but the finest particles. The gas stream exits through the top of the cyclone collectors, while particles settle at the bottom of the cyclone collector. While the dust particles are mostly collected in the first cyclone collector. The fine dust in the gas is agglomerated and deposited as it flows through the subsequent filtration processes (Figure-2 and Figure-3).

Scrubbing

After the cyclone separators, scrubbers are chiefly used for cooling, saturating and pre-cleaning of gases for subsequent cleaning in precipitators. The scrubbing liquid is injected through a central nozzle or several nozzles in the inlet cone preceding the throat where the high velocity gas atomizes the liquid droplets which trap the solid particles. The scrubbed gas and liquid droplets leaving the throat pass through the diverging section where further agglomeration takes place producing larger droplets.

Downstream of the leangas coming from the cyclone collectors any unconverted carbon fines (char) and light ash material are scrubbed from the leangas with water in the scrubber and removed. The solids are recovered from the water in the scrubber water tank by a technique including filtration through a filter which is

optionally made of sand or other kind of filtration materials. The tar is collected in the tar collectors below the scrubber water tank. The tar is reused again as a fuel in the gasifier.

Wet Electro Static Precipitator WESP
After the step of scrubbing, wet electro static precipitator (WESP) is used to provide the efficient emission control for submicron particles, heavy metals, acid mists, fumes, dioxins and furans. It collects fine particles, humidity and saturated water in the gas flow, thanks to its cooled water walls.

It is self cleaning due to gravity, water drops condensed at the water walls and panels goes downwards by gravity and carry down the particles collected at the surfaces. The gas enters the wet electro static precipitator from the bottom gas inlet and is evenly distributed across the panels upward. In the collecting area, incoming particles are given a strong negative charge by high intensity ionizing corona produced by high voltage wires evenly distributed in all passages.

As the gas flows through the areas between collecting panels, the action the electric field on the charged particles causes them to migrate to the grounded panel walls where they are attracted. The self washing action of the water film condensed on the water cooled walls, that falls down, removes the attracted-collected particles to discharge. The self forming water film reduces clean water usage due to less flushing requirements. In addition to normal systems, the wet electro static precipitator used in the present invention offers better tar precipitation via water cooled precipitation plates.

Blower
After the step of wet electrostatic precipitation, the product gas transfer to gas holder is handled by the help of the centrifugal type cooled gas vacuum fan. The cooled gas vacuum fan keeps the process under vacuumed control, therefore minimizes explosion risks.

Gas Holder
Gas holder is a tank which accumulated leangas to eliminate pressure assulation on the gas systems and to use as a gas reservuar for the start up period.

Gas Cooling and Drying
Whilst there are significant grounds for optimism, there remain a number of areas requiring additional development to make the technology of solid waste gas generation both technically and commercially viable. These include pre-sorting of waste streams, the clean up of the product gas to remove potentially corrosive gases and the development of the systems required to maintain product-gas consistency in terms of gas composition and calorific value.

Air cooled water chiller, gas cooling heat exchanger high performance shell and tube recuperator are the main items of the system. Leangas is cooled, dehumidified and reheated up to 40^0C and relative humidity is less than 60% through the system. The air cooled water chiller is the most versatile, dependable, effective and environmentally friendly air conditioning and process cooling technology available.

3. Design data

Gasification Company's solid waste gasification system has two stages. First stage is gasification and the second stage is gas cleaning up. As income, 24 tons of solid waste (RDF, Refuse Drived Fuel) or biomass will be put in the plant everyday as briquetting form or wood chips form. As in average %10 of solid waste is humidity and %10-15 of solid waste is unrecyclable solid substances (ash, sand, etc). RDF riquetters has 80 or 100 mm diameter and 100-150 mm long. Municipal solid waste (MSW) briquettes (RDF) which comes from solid waste reception, separating, sorting and briquetting section as picked, separated and dried as RDF. In this project, RDF composition (weight %) generally has combustible fraction (subtotal: 94.8%): paper and cardboard (45,8), plastic waste (25,2), organic (10,8), absorbent hygiene products (5,6), textiles (3,4), wood (3,4), leather (0,6) and inert fraction known as ash (subtotal: 5,2%): glass (0,7), metals (0,6), various (3,9). This kind of RDF must have 3.500-4.000 kcal/kg as thermal value (LHV). Briquetters can be loaded to gasifier by elavator, balance and loading valve system which controlled by PLC.

Gasification and gas cleaning unit is accepted as one gasifier in start up process. Gasification and gas cleaning unit is modular designed. In case an increase of capacity is needed 1MWel Gasification Modular could be mounted. If it is foreseen plant could be organised by adding other gasifier. Each reactor has 1MWel power and produced leangas will be converted to electrical energy. The leangas which outcomes from gasifier is designed to produce low tar. Dioksan and furan formation is at minimum level due to gasification reactions eventuate at 1000-1200°C. The produced leangas has %55 nitrogen, % 15-18 hidrogen, %15-20 carbon. Leangas cleaning unit consist of cyclone separators, wet scrubbers (with water), wet electrostatic clasificators, filters, gas cooling/heating sections. Non gasified carbon particle, moisture and ash has to be purified from gas moisture due to leangas comes out from cleaning unit transported to gas engine directly. The produced leangas, supplies the best convenient air pollution criterias.

The low amounted ash which has produced in the plant could be utilized for road constructions and/or cement industry.

For basic calculation of the RDF gasification and gas cleaning up:

Inlet data: RDF; 1 ton/hour, min 3500-4000 kcal/kg, in RDF briquetting form, 80-100 mm diameter, 100-150mm long or biomass woodchips form.

Outlet data: Lean gas (12-15 % H_2, 5 % CH_4 , 12 % CO_2, 15-18 % CO, 50 % N_2, 1-2 % O_2),

1500-1600 kcal/Nm^3, 1800-2000 Nm^3/hour.

Syngas

Syngas produced by Gasification Company's technology has a heating value between 1500-1600 kcal/Nm^3 and is used as fuel to produce electricity with internal combustion engines. Syngas must be filtered in a ***syngas cleaning system*** before used in IC engines. The final result is a gas basically composed of H_2, CO, CH_4, CO_2, C_2H_n, H_2O, N_2, a minority of tars and suspended solid particles. It is important to note that the process conditions in Gasification Company gasifiers achieve carbon to gas conversions of approximately 95% (Table 1.). Based on the above described scheme, an electrical efficiency of up to 35% can be achieved at plants sized 1 MWe, and up to 75% of the energy input can be recovered, being the emission levels of the plant lower than other technologies.

Table 1. Syngas Composition of Down Draft Gasification and Gas Cleaning System..

Element	% volume
CO	15-19%
H_2	8-14%
CH_4	3-5%
CO_2	10-15%
N_2	47-55%
O_2	1-2%
C_mH_m	0.1-2%

An Integrated Gasification Power Plant (IBGPP) (Figure 1.) is fuelled with solid waste or biomass, which is converted into gas, so called synthesis gas (syngas) or more commonly *wood gas*. This gas has a certain heating value, and once conditioned, is used as fuel in internal combustion engines. These engines move an alternator, generating electricity and at the same time engines generate heat, in the form of exhaust gases and hot water from the cooling circuit. This heat could be used to produce hot water, steam or even chilled water for air conditioning purposes. Electrical efficiency of the system reaches values between 28% to 35% and total efficiency is 70%.

4. Economical Analysis

The purpose of this study was to determine the conversion possibility of the agricultural based industrial wastes in to clean energy as an alternative and renewable fuel in Turkey. For this reason, intense in the country (mainly to corn, cotton and wheat), agricultural waste and forestry waste of energy as a product that will allow the assessment of plant / facilities to investigate of availibility. In this study, in order to determine the potential of renewable energy in agriculture and forestry waste for energy-producing sample will consist of a gasification plant syngaz amount, calculating the cost of renewable energy potential and the system, focuses on the importance of renewable energy. Contribution to development of syngas production plants in Turkey, maintaining competitiveness, the advantages provided by aspects of reduction of environmental problems, agricultural and forestry waste of electricity and heat production from the facilities will be established for the duration of repayment of the existing conditions were found to be short. The capacity to build a 1 MWel downdraft solid waste or biomass gasifier energy plant is considered feasible. Such a plant could be built in a suitable raw material region. Biomass sources could include corn, cotton, sunflower, olive, fruit tree prunings, greenhouse waste, forest waste, or RDF. Pre-feasibility studies for a 1 MWel downdraft gasifier energy plant have been completed, and the facility is deemed feasible. The proposed plant's investment payback period is estimated to be 5.0 to 6.0 years. Incentives provided by law to be installed plants and other renewable energy applications with gasification will return be much shorter periods determined by the analysis.

Tablo-2. 1 MWel Downdraft Gasification System Financial Analysis.

1 MWel Downdraft Gasification System	
Operation	24/7
Hours	8.000 h/a
CAPEX	1.400.000 Euro
Capacity	1 MWel/h
EBITDA	330.000 Euro/a
IRR	20 %
ROI	5-6 Years

CONCLUSIONS

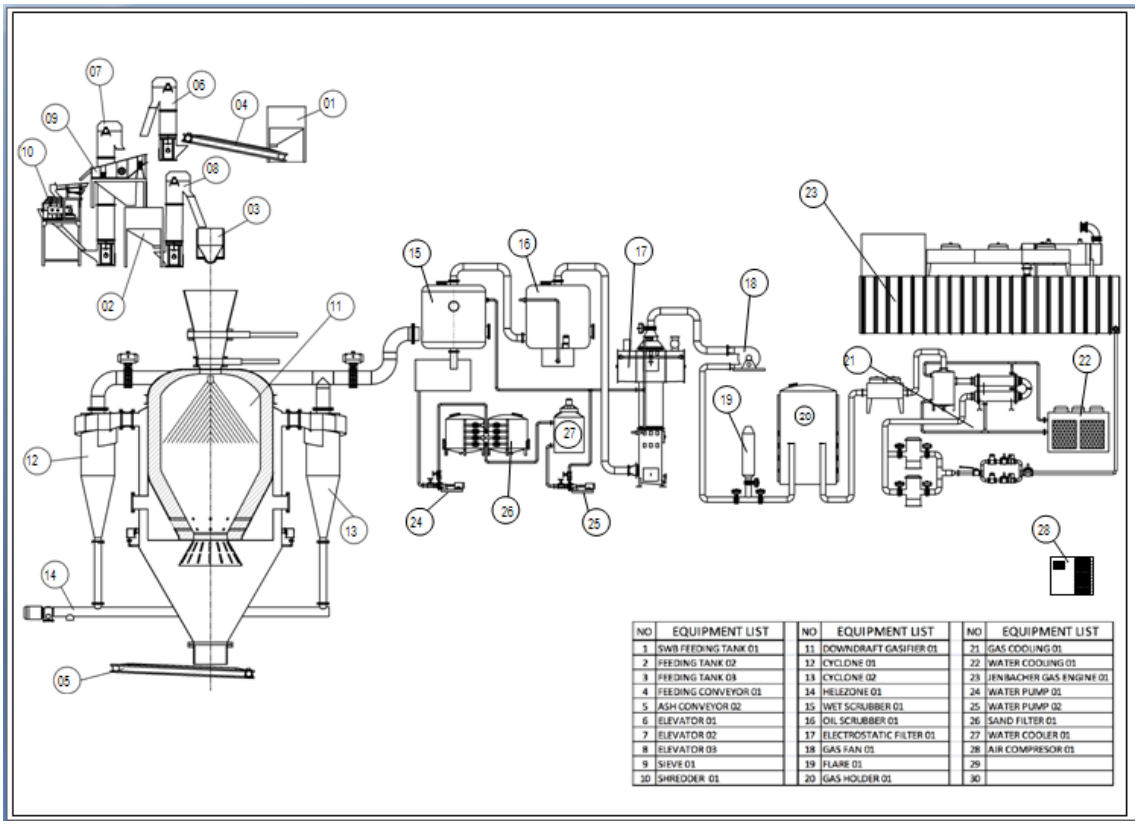
For power generation and heat production, the Downdraft Gasification unit constitutes an important technological advance on a global level for both greenfield applications and repowering of existing facilities. The most significant results of the initial the Downdraft Gasification operation can be summarized as follows:

- Gasification is feasible in an industrial scale, with low specific consumption of steam, oxygen and electricity, at the same time providing high gasifier throughput.
- Combination of power and heat production using biomass and various wastes as gasification feedstock is successfully demonstrated in the Down Draft Gasification facility.
- Gasification and Gas Cleaning Systems are now in a position to offer commercially this highly efficient, proven technology for gasification of biomass and other types of solid wastes.

The design criteria and many experiencies with any type of biomass in the Downdraft gasifier, this study has been shown the Downdraft gasification system is fixed in technical end feasibility of the plant needed for electricity and heat production from the obtained gas by gasification of biomass.

The physical properties, calorific values, proximate analysis and ultimate analysis of biomass samples were also elaborated on. In this study, also a briquetting machine was used to briquette raw waste materials. After first observation of biomass and solid waste characteristics with the optimum characteristics of a plant feasibility studies are discussed for the waste to energy process using biomass. Additionally, the economic analysis of different power capacity 1 MW_{el} using by patented Downdraft gasification system with combined heat and power station will be set up for energy conversion of the residues was calculated and designed.

The investment will become profitable at the economic analysis results were determined included feasibility studies, sensitivity analysis, net present value, internal rate of profitability, pay-back ratio, benefit/cost ratio, internal ratio etc. For example, pay back period of 1 MWe biomass plant is 5 or 6 years. The cost of electricity produced from the power station by biomass gasification was calculated as quite reasonable for invesment at this moment in the world market.



NO	EQUIPMENT LIST	NO	EQUIPMENT LIST	NO	EQUIPMENT LIST
1	SWB FEEDING TANK 01	11	DOWNDRAFT GASIFIER 01	21	GAS COOLING 01
2	FEEDING TANK 02	12	CYCLONE 01	22	WATER COOLING 01
3	FEEDING TANK 03	13	CYCLONE 02	23	JENBACHER GAS ENGINE 01
4	FEEDING CONVEYOR 01	14	HELEZONE 01	24	WATER PUMP 01
5	ASH CONVEYOR 02	15	WET SCRUBBER 01	25	WATER PUMP 02
6	ELEVATOR 01	16	OIL SCRUBBER 01	26	SAND FILTER 01
7	ELEVATOR 02	17	ELECTROSTATIC FILTER 01	27	WATER COOLER 01
8	ELEVATOR 03	18	GAS FAN 01	28	AIR COMPRESOR 01
9	SIEVE 01	19	FLARE 01	29	
10	SHREDDER 01	20	GAS HOLDER 01	30	

Figure-1. 1 MWel Downdraft Gasification System Flowchart. An Integrated Gasification Power Plant (IGPP)

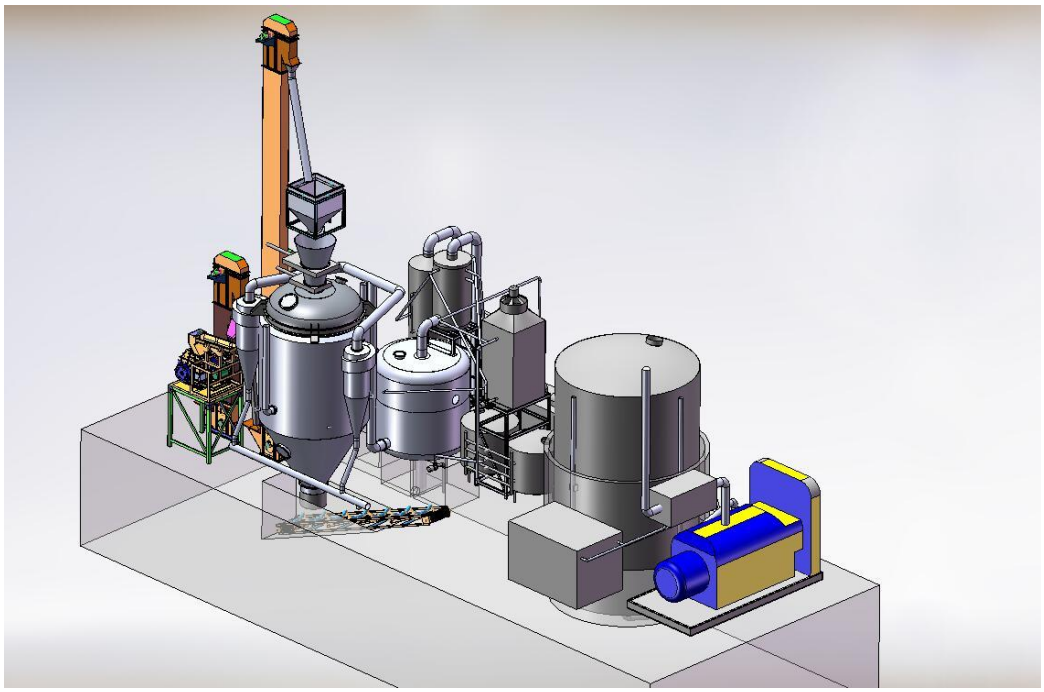


Figure-2. 1 MWel Downdraft Gasification and Gas Cleaning System 3D Modelling

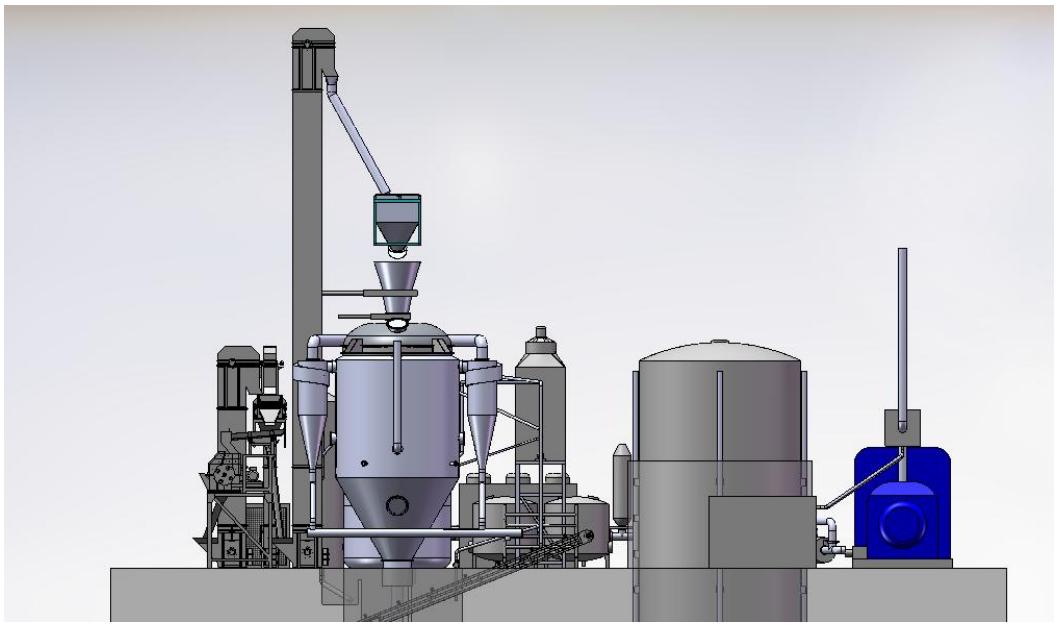


Figure-3. 1 MWel Downdraft Gasification and Gas Cleaning System different view of 3D Modelling

References

-Barducci, G., Uluvieri, P., Pike, D.C., McDonald, N., Repetto, F. And Cristo,F., 'The Greve in Chianti Project', Renewable Energy, 16, 1041-1044, 1999.

-Başçetinçelik A., Karaca, C, Öztürk, H.H., Kaçıra, M., ve K. Ekinci, E., 2005. "Regional Distribution of Agricultural Biomass Potential in Turkey", Proceedings of the 9th International Congress on Mechanization and Energy in Agriculture & 27th International Conference of CIGR Section IV: The Efficient Use of Electricity and Renewable Energy Sources in Agriculture, September, 27-29, İzmir-TURKEY, 2005.

-Belgiorno, V., De Feo, G., 'Energy from Gasification of Solid Wastes', Waste Management, Vol: 23, Issue 1, Pages 1-15, 2003.

-Chioni, M., La Marca, C., and Riccardi, J., "RDF Gasification in a Circulated Bed Gasifier: Characterization of Syngas and Ashes", Gasification: the Clean Choice for Carbon Management, Noordwijk, The Netherlands, 08-10 April, 2002.

-Granastein, D.L., Case Study on Waste-Fuelled Gasification Project Greve in Chianti, Italy, IEA Bioenergy Agreement Report, Task 36, USA, June 2003.

-Güler, C., Akgül, M., 2002, "Bazı Odunsu ve Otsu Bitkilerin Enerji Üretiminde Kullanılması", Harran Ünv. Müh. Fak. GAP IV. Mühendislik Kongresi (Uluslararası katılımlı), Bildiriler Kitabı, Cilt II, s. 1653-1658, 6-8 Haziran 2002, Şanlıurfa.

-Higman, C., Burght, M., '*Gasification*', GPP, Elsevier, New York, 2003.

-Hotchkiss, R., Livingston, B., Hall, M., Waste/Biomass Co-Gasification with Coal, DTI R&D report COAL R216, DTI/Pub URN 02/867, London, April 2002.

-Kamka,F., Jochmann,A., Picard, L., Sander, H.J., Daradimos, G., Hirschfelder, H., Brochure for Solid Waste Gasification and Development Status of BGL-Gasification at Schwarze Pumpe SVZ Plant, SVZ Schwarze Pumpe Germany, 2005.

-Kamka,F., Jochmann,A., Picard, L., "Development Status of BGL-Gasification", Int. Freiberg Conference on IGCC & XtL technologies, Freiberg, Germany, June 16-18 2005.

-Karaca, C., 2009, "Energy Conversion Possibilities of Agricultural Industry Wastes in Çukurova Region, PhD Thesis, Çukurova University, Adana, 2009 (in Turkish).

-Koyunoğlu, C., Tolay, M., "Clean Coal Gasification and Hydrogen Production: Sustainable Energy Solutions", Fortieth Annual International Pittsburgh Coal Conference , October 4-6, 2023, Istanbul, Türkiye

-Koyunoğlu, C., Tolay, M., "Computational Fluid Dynamics Study on Coal Combustion and Gasification", Fortieth Annual International Pittsburgh Coal Conference , October 4-6, 2023, Istanbul, Türkiye

- Koyunoğlu, C., Tolay, M., "Kinetic Analysis and Simulation of Rice Husk Char Gasification in H_2O and CO_2 Atmospheres for Enhanced Syngas Production", 12th International Exergy, Energy and Environment Symposium (IEEES-14), December 24-27, 2023, Tuzla, Istanbul, Türkiye

-Ricketts, B., Hotchkiss, R., Livingston, B., Hall, M., "Technology Status Review of Waste/Biomass Co-Gasification with Coal", IChemE Fifth European Gasification Conference, Noordwijk, The Netherlands, 8-10 April 2002.

-Sander, H.J., Daradimos, G., Hirschfelder, H., "Operating Results of the BGL Gasifier at Schwarze Pumpe", Gasification Technologies 2003, San Francisco, California, October 12-15 2003.

-Soldi, G.L., Ferrante, G., "Incineration and Gasification Technologies", Ev ve Atık Yönetimi Konferansı, Bursa Büyükşehir Belediyesi, Bursa, 19-20 Kasım 2009.

-Tolay, M., "Gasification Technologies', Advanced Workshop on 'Energy for Future', ITU, Istanbul, 7-9 December 2006.

-Tolay, M., Waterschoot, A., "Arıtma Çamurları ve Katı Atıkların Kurutma ve Gazlaştırılma Teknolojileri ile Bertaraf Edilmesi ve Enerji Üretimi", Ev ve Atık Yönetimi Konferansı, Bursa Büyükşehir Belediyesi, Bursa, 19-20 Kasım 2009.

-Tolay, M., Baileys, R., Waterschoot, A., 2010, "Drying and Gasification Technologies for Industrial Wastewater Sludge", 12th Industrial Pollution Control Symposium, EKK 2010, June 16-18 2010, ITU, Istanbul-Turkey (in Turkish).

-Tolay, M., Karaca, C, Terzioğlu, F., 2010: "Feasibility Study of Energy Production Processes from Agricultural Waste in GAP Region/Turkey", UNDP GAP.

-Tolay, M., "Biomass to Energy by Thermal Processes", TÜBA Biomass to Energy Workshop Webinar", İstanbul, 4-5 Nov., 2021. (in Turkish)

-Tolay, -Tolay, M., Koyunoğlu, C., "Hydrogene Production by Solid Fuel Gasification with Down-Draft Gasifier and Gas Cleaning System", The 6th International Hydrogen Technologies Congress (IHTEC-2022), Proceedings Book ISBN: 978-605-70717-3-6, page: 143-145, 23-23.01.2022, Çanakkale, Turkey.

-Tolay, M., Koyunoğlu, C., "Gasification and Syngas Cleaning System for the Catalytic Reactions to Produce Chemicals", 3rd Online International Conference on Renewable Energy & Sustainable Technologies", March 21-22, 2022

-Tolay, M., Koyunoğlu, C., "Clean Energy Production with Gasification for Biomass", International Gobeklitepe Applied Sciences Congress - IV", Sanlıurfa, Türkiye, Sept 09-11 / 2022, 2022

-Salman, Ö., Mancuhan, C., Önal, N.Selen, Tolay, M., "Solid Waste Gasification", Int. Patent Application No.:PCT/TR2005/000053, Pub. No.: WO/2007/037768.

-Salman, Ö., Mancuhan, C., Önal, N.Selen, Tolay, M., "Downdraft/Updraft Gasifier for Syngas Production from Solid Waste", Int. Patent Application No.:PCT/TR2006/000001, Pub. No.: WO/2007/081296.

-Tolay, M., Yamankaradeniz, M., "Solid Fuel Gasification and Gas Cleaning System", Int. Patent Application, No.:PCT/TR2007/05430, Int.App.No.:CT/TR2007/000122, 21.12.2007,

GAZİANTEP OSB'DE GES UYGULAMASININ MEVSİMSEL PERFORMANSI VE EKONOMİK FİZİBİLİTESİ

Veysel TURAN*, Cuma KARAKUŞ*, İsmail ÜSTÜN*, İlker MERT**
*İskenderun Teknik Üniversitesi, Mühendislik ve Doğa Bilimleri Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü, 31200 İskenderun, HATAY, veyselturan2018@gmail.com, cuma.karakus@iste.edu.tr, ismail.ustun@iste.edu.tr
** Osmaniye Korkut Ata Üniversitesi, Meslek Yüksek Okulu, Elektrik Pr. 80000, OSMANİYE, ilkermert@osmaniye.edu.tr

Özet: Bu çalışma, Gaziantep Organize Sanayi Bölgesi'nde kurulabilecek güneş enerji santrali (GES) için mevsimsel verimliliğini ve ekonomik geri dönüş süresini analiz etmektedir. 2000–2021 yıllarına ait meteorolojik veriler (güneşlenme süresi, ışınım şiddeti, sıcaklık, nem, bulutluluk, rüzgâr ve yağış) kullanılarak sistem performansı değerlendirilmiştir. Bulgular, özellikle yaz aylarında bölgenin yüksek güneş enerjisi potansiyeline sahip olduğunu göstermektedir. 1350 kW DC kurulum gücüne sahip bir sistem için yapılan maliyet analizi sonucunda toplam yatırım maliyeti 376.250 USD olarak belirlenmiş, geri ödeme süresi ise 2,56 yıl aralığında hesaplanmıştır. Ayrıca santralin yılda 939,15-ton CO_2 emisyonunu önlediği tespit edilmiştir. Literatürde PV sistemlerin verimliliğini etkileyen çevresel ve teknik faktörler ile bakım-temizlik uygulamalarının önemi vurgulanmıştır. Sonuç olarak, Gaziantep'teki çatı tipi GES uygulamalarının çevresel ve ekonomik açıdan yüksek potansiyele sahip olduğu görülmüştür.
Anahtar Kelimler: Güneş Enerji Potansiyeli, Yenilenebilir Enerji, Güneş enerjisi, Yeşil Enerji, Gaziantep Bölgesi

SEASONAL PERFORMANCE AND ECONOMIC FEASIBILITY OF SOLAR POWER PLANT IN GAZIANTEP ORGANIZED INDUSTRIAL ZONE

Abstract: This study analyzes the seasonal efficiency and economic payback period of rooftop photovoltaic (PV) solar power systems located in the Gaziantep Organized Industrial Zone. The performance evaluation was conducted using long-term meteorological data from 2000 to 2021, including sunshine duration, solar radiation intensity, temperature, humidity, cloud cover, wind speed, and precipitation. The findings indicate that the region has significant solar energy potential, particularly during the summer months. A cost analysis for a system with 1350 kW DC installed capacity revealed a total investment requirement of 364.750 USD, with a payback period estimated 2,56 years depending on market conditions. Additionally, the system is projected to prevent approximately 939,15 tons of CO_2 emissions annually. The literature emphasizes the influence of environmental and technical factors on PV efficiency, highlighting the importance of regular maintenance and cleaning practices. Overall, rooftop solar power systems in Gaziantep are shown to offer considerable environmental and economic benefits.
Keywords: Solar Energy Potential, Renewable Energy, Solar Power, Green Energy, Gaziantep Region

GİRİŞ

Enerji, insanlık tarihinin her döneminde üretim, ulaşım ve yaşam standardının sürdürülebilirliği açısından temel bir unsur olmuştur. Sanayi Devrimi ile fosil yakıtların yaygın kullanımı enerji arzını kolaylaştırmış; ancak bu durum, çevresel kirlilik, kaynak tükenmesi ve iklim değişikliği gibi ciddi sorunları beraberinde getirmiştir. Günümüzde ise artan çevresel kaygılar ve arz güvenliği ihtiyacı, yenilenebilir ve çevre dostu enerji kaynaklarının geliştirilmesini zorunlu kılmaktadır. Artan enerji ihtiyacı ve fosil yakıtların çevresel etkileri, yenilenebilir kaynaklara yönelimi zorunlu hâle getirmiştir [1,2]. Bu bağlamda güneş enerjisi; temiz, sürdürülebilir ve ekonomik özellikleriyle öne çıkmakta, özellikle fotovoltaik (PV) teknolojilerdeki ilerlemelerle kullanım alanı giderek genişlemektedir. PV sistemlerin verimliliği ise bölgesel güneşlenme süresi, ışınım düzeyi ve iklim koşullarına bağlıdır [3,4]. Türkiye'nin sahip olduğu yüksek güneş potansiyeli, özellikle Gaziantep gibi sanayi yoğunluğu yüksek bölgelerde güneş enerjisi yatırımlarını cazip kılmaktadır. Ülkenin güneydoğusunda yer alan, Gaziantep bölgesi yaklaşık olarak yıllık ortalama 2741 saat güneşlenme süresi ve 1527,46 kWh/m² değerleriyle kayda değer bir potansiyele sahiptir. Gaziantep'in sanayisindeki artan enerji ihtiyacının fosil kaynaklara alternatif olarak güneş enerjisinin kullanılması hem çevresel hem de ekonomik açıdan cazip bir avantaja sahip olmaktadır [4,5]. Ayrıca, GES performansını etkileyen faktörler arasında sıcaklık ve nem oranı gibi çevresel değişkenler yer almaktadır. Bundan dolayı, bölgeye özgü meteorolojik ve atmosferik koşulların detaylı bir şekilde analiz edilmesi hem fizibilite hesaplamaları hem de uzun vadeli performans değerlendirmeleri açısından büyük önem arz etmektedir [6]. Güneş enerjisi PV santrallerinin ve bölgelerin güneş potansiyellerinin belirlenmesi önemli bir alanı oluşturmuş ve literatürde bu alanda yapılmış olan

çalışmalar aşağıdaki şekilde verilmiştir. Vodapally, Nikhil, Ali ve Hasan (2022), güneş ışınımının sahip olduğu yüksek enerji potansiyelinden farklı teknolojilerle yararlanılabileceğini belirtmiştir. Çalışmada, panel verimliliğini sınırlayan başlıca faktörlerin sıcaklık, hücre tipi, yönelim ve ışınım düzeyi olduğu vurgulanmıştır. Özellikle silikon tabanlı panellerde verimliliğin %25'in altında kalabildiği, bu nedenle alanın daha etkin kullanımı için entegre yapılar ve yüzer santraller gibi çözümlerin önem kazandığı ifade edilmiştir. Güneş enerjisi santrallerinde verim artışının, sürdürülebilir enerji dönüşümü açısından stratejik olduğu sonucuna varılmıştır [7]. Khalid ve çalışma arkadaşları (2023), fotovoltaik (PV) sistemlerde panel yüzeylerinde biriken çevresel kalıntıların — özellikle toz, nem, yağmur kalıntıları ve kir enerji verimliliği üzerindeki etkilerini detaylı biçimde incelemiştir. Yapılan analizler, bu tür kirleticilerin zamanla panel yüzeyine tutunarak çeşitli hava koşullarıyla birleştiğinde kalıcı arızalara neden olabildiğini ve bu durumun PV sistemlerde %30'a varan verim kayıplarına yol açtığını ortaya koymuştur. Çalışmada ayrıca, sistem performansının sürdürülebilirliği açısından, PV modüllerin düzenli aralıklarla ve uygun temizlik ekipmanlarıyla bakıma alınmasının büyük önem taşıdığı vurgulanmıştır [8]. Tajjour, Chandel, Salwan ve Thakur (2023), PV sistemlerin ekonomik verimliliğinin sağlanabilmesi için performanslarının düzenli izlenmesi gerektiğini vurgulamıştır. Hindistan'daki 400 kWh kapasiteli bir santralde yapılan analizde, sistem verimliliği %68 olarak ölçülmüş; eğim ve yönelim hatalarının düzeltilmesiyle enerji üretiminde %7,22 oranında artış elde edilebileceği belirlenmiştir. Çalışma, doğru kurulum ve izleme süreçlerinin sistem verimliliği üzerindeki etkisine dikkat çekmektedir [9]. Mathew, Ram ve Kim (2023), fotovoltaik (PV) panellerin yenilenebilir enerji sistemleri içindeki önemine dikkat çekerek, verimliliği artırmaya yönelik çeşitli yöntemleri incelemiştir. Çalışmada, gölgelenmenin neden olduğu verim kayıplarını azaltmak amacıyla temizlik uygulamaları ve panel dizilim düzenlemeleri önerilmiş; bu iyileştirmelerin santral performansını artırdığı belirlenmiştir. Ayrıca, panel temizlik yöntemlerinin çevresel ve mevsimsel koşullara göre değerlendirilmesi gerektiği vurgulanmıştır [10]. Rajamony ve arkadaşları (2024), PV panellerde yüzey sıcaklığının artmasının verimliliği olumsuz etkilediğini belirtmiş; toz birikimi, düşük termal iletkenlik ve sistemin ağırlığı gibi faktörleri incelemiştir. Çalışmada, kendini temizleyen kaplamalar, robotik sistemler ve elektrodinamik ekranlar gibi çözümlerin toz kaynaklı kayıpları azaltmada etkili olduğu vurgulanmıştır. Ayrıca, faz değişim malzemeleri (PCM) ile panel sıcaklığının düşürülerek verimliliğin %14–28,9 oranında, otomatik temizlik sistemleriyle ise %51,6 oranında artırılabileceği ifade edilmiştir. PCM destekli PV sistemlerin ekonomik ve çevresel performansının değerlendirilmesinin gelecekteki çalışmalar açısından önemli olduğu belirtilmiştir [11]. Literatür taramaları, güneş enerjisinin gelecekte enerji arzında kritik bir rol oynayacağını göstermektedir. Sanayi işletmelerinde enerji maliyetlerinin yüksekliği, alternatif çözümler arayışını hızlandırmış; özellikle çatı ve atıl arazilerin PV sistemler için fırsat sunduğu görülmüştür. Sanayi bölgelerinde kullanılmayan alanların güneş santrallerine dönüştürülmesi hem maliyetleri düşürmekte hem de sürdürülebilirliği desteklemektedir. Ancak bu potansiyele ilişkin bölgesel analizlerin literatürde sınırlı olduğu dikkat çekmektedir. Bu bağlamda, bu çalışmada Gaziantep ilinin güneş enerjisi potansiyeli değerlendirilerek, PV sistemlerin uygulanabilirliği, verimliliği ve çevresel koşullara bağlı performansı incelenecek; optimum işletme stratejilerine yönelik öneriler sunulacaktır.

MATERYAL ve METOT

Bu çalışmada, Gaziantep ilinin güneş enerjisi potansiyelini değerlendirmek amacıyla bölgeye ait meteorolojik veriler analiz edilmiştir. Türkiye'nin Akdeniz ve Güneydoğu Anadolu Bölgeleri'nin kesişim noktasında yer alan Gaziantep, 37,058° kuzey enlemi ve 37° doğu boylamında, yaklaşık 850 m rakımda konumlanmaktadır. Bölge, yazın yüksek sıcaklıklar, kışın ise düşük sıcaklıklar ve zaman zaman şiddetli soğuklarla karakterize edilen karasal iklim özellikleri göstermektedir. Güneş enerjisi sistemlerinin verimliliğini etkileyen başlıca iklimsel faktörlerden biri olan bulutluluk oranı da bu çalışmada dikkate alınmıştır. Bu kapsamda, gerekli meteorolojik veriler Türkiye Cumhuriyeti Meteoroloji Genel Müdürlüğü'ne bağlı 17261 numaralı Gaziantep istasyonundan elde edilmiştir. İstasyonun konum bilgileri; enlem, boylam ve yükseklik esas alınarak doğrulanmış, analizlerde bölgeye özgü iklimsel değişkenler esas alınmıştır. Çalışmada kullanılan meteorolojik veri seti; günlük ve saatlik ölçüm aralıklarında sıcaklık, nem, rüzgâr hızı, güneşlenme süresi ve bulutluluk oranı gibi parametreleri içermektedir. Bu veriler, Gaziantep Organize Sanayi Bölgesi'nde faaliyet gösteren bir çatı tipi fotovoltaik santralin aynı dönemlere ait üretim verileriyle eşleştirilerek değerlendirilmiştir. Amaç, meteorolojik koşullar ile enerji üretim performansı arasındaki ilişkinin analiz edilmesi ve bölgeye özgü verimlilik koşullarının belirlenmesidir. Tablo 1 ve Tablo 2'de, kullanılan istasyonun teknik bilgileri ile analiz kapsamındaki temel parametreler detaylı şekilde sunulmuştur.

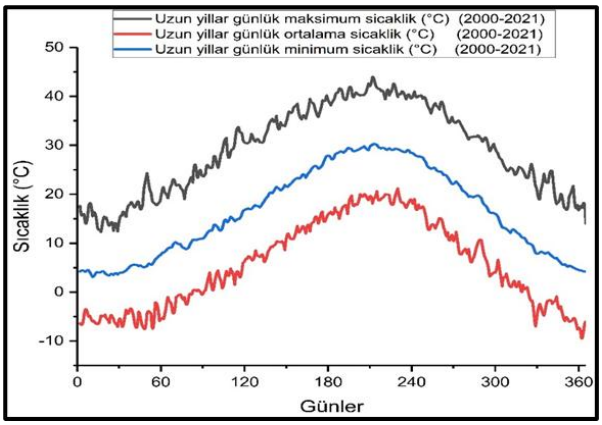
Tablo 1. Meteorolojik verilerin istasyon bilgileri.

Bölge	**İstasyon no**	**Enlem (°)**	**Boylam (°)**	**Konum (m)**
Gaziantep	17261	37,058	37	850

Tablo 2. Meteoroloji müdürlüğü istasyon ve bilgileri.

Bölge	**Zaman**	**Veriler**
Gaziantep	2000-2021	*H, s*

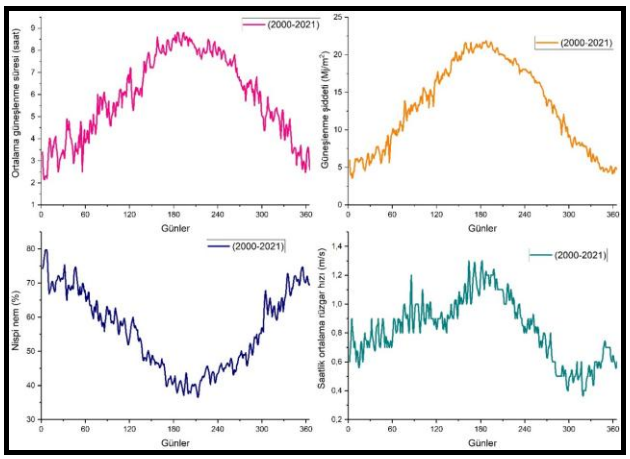
ARAŞTIRMA BULGULARI



Şekil 1. Uzun yıllar günlük ortalama sıcaklık verileri.

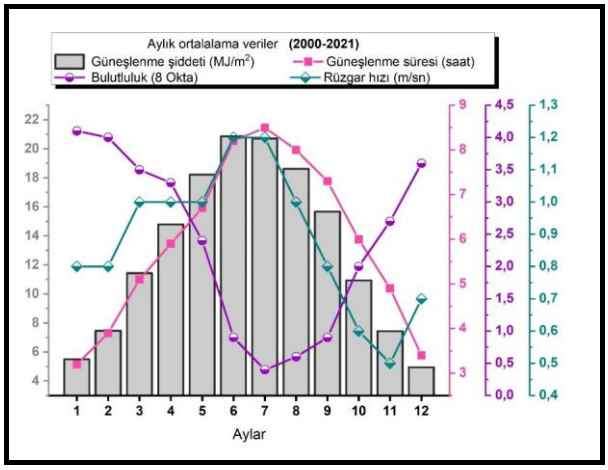
Uzun yıllar günlük ortalama sıcaklık verileri Şekil 1' de verilmiştir. Şekil incelendiğinde Gaziantep ili için 2000–2021 yılları arasındaki uzun dönem sıcaklık verileri günlük bazda değerlendirilmiştir. Grafik, üç ayrı sıcaklık parametresini içermektedir: günlük maksimum sıcaklık (siyah), günlük ortalama sıcaklık (mavi) ve günlük minimum sıcaklık (kırmızı). Elde edilen verilere göre, maksimum sıcaklıklar yılın yaklaşık 200. gününden itibaren zirve yaparak 40 °C'nin üzerine çıkmakta, yaz aylarında ise 45 °C'ye yaklaşmaktadır. Ortalama sıcaklıklar ise yıl boyunca 15 °C ile 30 °C arasında değişmekte olup, yaz mevsiminde en yüksek değerlerine ulaşmaktadır. Minimum sıcaklıklar ise özellikle kış aylarında -5 °C'nin altına düşmekte, bazı günlerde -10 °C civarına kadar gerilemektedir. Bu veriler, Gaziantep'in yaz aylarında yüksek sıcaklık stresine, kış aylarında ise don riskine maruz kaldığını göstermektedir. Özellikle yaz aylarındaki aşırı sıcaklık artışları, fotovoltaik (PV) sistemlerin verimliliğini olumsuz yönde etkileyebilir. Bu durum, panel yüzey sıcaklıklarının yükselmesine bağlı olarak elektrik üretiminde düşüşlere neden olabilir. Bu nedenle PV sistem tasarımlarında, bölgeye özgü sıcaklık profilleri dikkate alınarak uygun soğutma stratejileri ve malzeme seçimi yapılması önem arz etmektedir. Uzun yıllar sıcaklık ortalamaları, PV sistem performansını etkileyen kritik meteorolojik veriler arasında yer almakta; sistem tasarımı ve bakım planlamasında dikkate alınması gereken temel parametreleri oluşturmaktadır.

Uzun yıllar günlük ortalama veri değişimi Şekilde 2.'de verilerek, Gaziantep iline ait uzun yıllar ortalamasına göre dört temel meteorolojik parametrenin yıllık değişimi verilmiştir: ortalama günlük güneşlenme süresi (saat), güneşlenme şiddeti (MJ/m²), nispi nem (%) ve saatlik ortalama rüzgar hızı (m/s). Güneşlenme şiddeti, özellikle yaz aylarında belirgin bir artış göstermekte ve yaklaşık 24 MJ/m²'ye kadar yükselmektedir. Bu durum, bölgenin fotovoltaik sistemler açısından yaz döneminde yüksek enerji potansiyeline sahip olduğunu göstermektedir. Güneşlenme süresi yılın yaklaşık 170. ve 240. günleri arasında en yüksek seviyelerine ulaşarak günlük ortalama 9 saate yaklaşmakta, yılın geri kalan dönemlerinde ise 3–6 saat aralığında seyretmektedir. Nispi nem verileri incelendiğinde, yaz aylarında nem oranlarının %37 seviyelerine kadar düştüğü, buna karşılık kış aylarında %80 aralığına kadar yükseldiği görülmektedir. Düşük nem değerleri, panel yüzeyinde yoğuşma kaynaklı enerji kayıplarını azaltma açısından olumlu bir etki sunarken, yüksek nem oranları ise özellikle sabah saatlerinde buharlaşma nedeniyle panel verimliliğini sınırlayabilir. Rüzgâr hızı ise yıl boyunca genellikle 0,38–1,3 m/s aralığında dalgalanmakta olup, yaz aylarında görece daha yüksek değerlere ulaşmaktadır. Bu durum, PV panellerin soğutulmasına pasif katkı sağlama potansiyeli açısından dikkate değerdir. Özellikle sıcaklık artışlarının panel verimliliğini düşürdüğü göz önünde bulundurulduğunda, rüzgârın doğal soğutma etkisi PV sistem tasarımında avantaj sağlayabilir. Buna ek olarak rüzgâr hızının yüksek olduğu bölgelerde, sistemlerin sabitlenmesinin doğru bir şekilde yapılması gerekmektedir. Genel olarak, Gaziantep ilinin uzun dönem meteorolojik verileri, fotovoltaik enerji uygulamaları için uygun çevresel koşullara sahip olduğunu ortaya koymaktadır. Bu koşulların detaylı incelenmesi, PV sistemlerin kurulumu ve işletimi açısından kritik girdiler sunmaktadır. Uzun yıllar boyunca günlük ortalama verilerin değişimi, bir bölgenin iklim karakteristiği hakkında önemli bilgiler sunmaktadır.



Şekil 2. Uzun yıllar günlük ortalama veri değişimi.

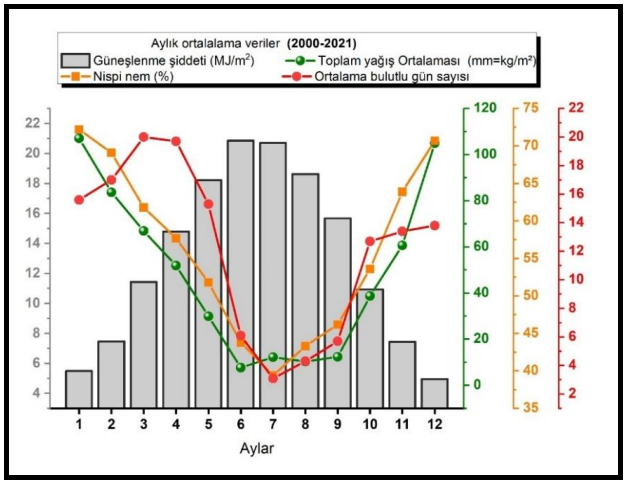
Güneş ışınım şiddetinin, güneşlenme süresi, bulutluluk oranı ve rüzgâr hızı gibi diğer meteorolojik parametrelerle karşılaştırmalı olarak incelenmesi, fotovoltaik sistem performansının değerlendirilmesinde kritik bir öneme sahiptir. Bu çalışmada söz konusu parametrelerin karşılaştırmalı analizine yönelik veriler, 2000–2021 yılları arasındaki uzun dönem ölçümlerine dayanmaktadır. İlgili bulgular Şekil 3 ile Şekil 5 arasında sunulmakta olup, sistem verimliliğini etkileyen çevresel değişkenlerin zamana bağlı eğilimleri detaylı biçimde ortaya konmuştur.



Şekil 3. Aylık meteorolojik veri kıyaslaması (Güneşlenme şiddeti, süresi, bulutluluk ve rüzgâr hızı).

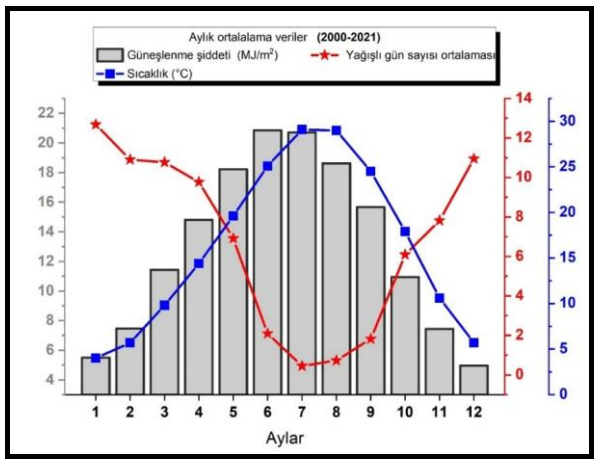
Aylık meteorolojik veri kıyaslaması (Güneşlenme şiddeti, süresi, bulutluluk ve rüzgâr hızı) şekil 3'de verilmiştir. Şekil incelendiğinde güneşlenme şiddeti, Haziran ve Temmuz aylarında maksimum seviyeye çıkarak 21 MJ/m² değerine ulaşmakta; Aralık ve Ocak aylarında ise 5 MJ/m²'e kadar düşmektedir. Benzer şekilde, güneşlenme süresi de yaz döneminde yaklaşık 9 saate ulaşmakta ve kış aylarında 4 saat civarına kadar azalmaktadır. Bu durum, yaz aylarında güneş enerjisi üretimi açısından ideal koşulların oluştuğunu göstermektedir. Rüzgar hızı, yıl genelinde düşük seyretmekle birlikte ilkbahar aylarında göreli bir artış göstermekte ve Haziran ayında ortalama 1,3 m/s ile en yüksek seviyeye ulaşmaktadır. Yaz aylarında gözlenen bu hafif rüzgar artışı, PV panellerin doğal soğutulmasına katkı sağlayarak verimlilik üzerinde olumlu bir etki oluşturabilir. Bulutluluk oranı, güneşlenme ile ters orantılı bir seyir izlemekte olup, yaz aylarında minimum (yaklaşık 1–2 Okta), kış aylarında ise maksimum (8 Okta'ya yakın) değerlere ulaşmaktadır. Bu da ışınım kayıplarının kış aylarında arttığını göstermektedir. Güneşlenme şiddeti ve süresinin yaz aylarında artması, güneş enerjisi sistemlerinin verimliliğini artırırken, bulutluluk oranının yüksek olduğu dönemler, enerji üretiminde kısıtlamalara yol açabilmektedir. Sonuç olarak, Gaziantep bölgesi özellikle yaz aylarında güneşlenme süresi ve ışınım bakımından yüksek potansiyele sahip olup, bulutluluk ve rüzgar gibi çevresel değişkenler güneş enerjisi üretimi açısından dikkate alınması gereken parametrelerdir.

Aylık meteorolojik veri kıyaslaması (Güneşlenme şiddeti, yağış, nem ve bulutlu gün sayısı) Şekil 4' de verilmiştir. Detaylı olarak şekil incelendiğinde güneşlenme şiddeti, yıl boyunca yaz aylarında (özellikle Haziran ve Temmuz) en yüksek seviyelerine (~22 MJ/m²) ulaşırken, kış aylarında (Aralık–Ocak) minimum düzeye (~5 MJ/m²) düşmektedir. Bu artış ve azalış, güneş enerjisi üretim potansiyelinin mevsimsel değişimle doğrudan ilişkili olduğunu göstermektedir. Bu değişim: Toplam yağış ile ters yönlü bir korelasyon sergilemektedir. Yağış miktarı, güneş ışınımının düşük olduğu kış aylarında (özellikle Ocak, Şubat ve Aralık) artış göstermekte; yaz aylarında ise (Haziran–Ağustos) neredeyse minimum seviyeye inmektedir. Bu durum, bulutluluğun ve nemin artışıyla birlikte ışınım şiddetinde azalma olduğunu göstermektedir. Nispi nem ile de benzer şekilde ters orantılıdır. Nem oranı kış aylarında %65–70 civarındayken güneşlenme şiddeti düşüktür. Yaz aylarında ise nem %40 seviyelerine inerken güneş ışınımı maksimum düzeye ulaşmaktadır. Bu durum, kuru ve açık hava koşullarının ışınım şiddetini artıran önemli bir unsur olduğunu göstermektedir. Ortalama bulutlu gün sayısı, güneşlenme şiddetiyle en belirgin ters ilişki gösteren parametredir. Ocak-Mart ve Kasım-Aralık aylarında bulutlu gün sayısı 18–21 gün aralığındayken ışınım minimum seviyededir. Buna karşılık, Temmuz-Ağustos döneminde bulutlu gün sayısı 3'ün altına düşerken, güneşlenme şiddeti en yüksek düzeydedir. Bu durum, bulutluluğun ışınım kayıplarını doğrudan etkilediğini açıkça ortaya koymaktadır. Sonuç olarak Güneşlenme şiddeti ile yağış, nem ve bulutluluk arasında mevsimsel ve istatistiksel olarak güçlü ters ilişkiler bulunmaktadır. Özellikle yaz aylarında düşük nem, az yağış ve açık gökyüzü koşulları, PV sistemlerin maksimum verimle çalışmasına olanak tanımaktadır. Bu nedenle, güneş enerjisi yatırımları açısından yaz mevsimi bölgedeki optimum üretim periyodunu temsil etmektedir.



Şekil 4. Aylık meteorolojik veri kıyaslaması (Güneşlenme şiddeti, yağış, nem ve bulutlu gün sayısı).

Aylık meteorolojik veri kıyaslaması (Güneşlenme şiddeti, sıcaklık ve yağışlı gün sayısı) Şekil 5'de verilmiştir. Şekil incelendiğinde, güneşlenme şiddetinin artış gösterdiği dönemlerde sıcaklığın da yükselmesi, PV sistemlerin yaz aylarında yüksek verimle çalışmasına olanak sağlamaktadır. Aynı dönemde yağışlı gün sayısındaki düşüş, bulutluluk oranlarının azalmasına bağlı olarak ışınım kayıplarını minimuma indirerek sistem performansını olumlu etkilemektedir. Bu bağlamda, Gaziantep ili için Haziran–Ağustos arası dönem, güneş enerjisi üretiminde maksimum verimlilik potansiyeline sahip bir aralık olarak öne çıkmaktadır. Bu koşullar, PV sistemlerin maksimum verimlilikle çalışabileceği zaman aralığının yaz ayları olduğunu ortaya koymakta; tasarım ve işletme planlaması açısından önemli ipuçları sunmaktadır.



Şekil 5. Aylık meteorolojik veri kıyaslaması (Güneşlenme şiddeti, sıcaklık ve yağışlı gün sayısı).

GES için maliyet hesabı

Bu çalışmada, 1 MW kapasiteli bir güneş enerji santraline (GES) ait maliyet listesi Tablo 3'de verilmiştir.

Tablo 3. 1 MW Çatı GES Kurulum Ekipmanları ve Maliyet Dağılımı.

Ekipman / Kalem	Açıklama	Miktar / Hesaplama	Maliyet (USD)
Güneş Panelleri	550 W'lık toplam 2454 adet; 1 W başına 0,19 $	1350.000 W × 0,19 $	256.500
İnverter	100 kW kapasiteli, birim fiyatı 3.500 $ olan 10 adet inverter	10 × 3.500 $	35.000
Solar Konstrüksiyon Sistemi	Galvaniz kaplı, 3–4 mm kalınlıkta, 25 yıl ömürlü çelik yapı	Sabit maliyet	20.000
Sayaç	1 adet çift yönlü sayaç	Birim fiyat: 250 $	250
Kablo Kanalı	3500 m galvaniz kanal, birim fiyat 4 $	3.500 m × 4 $	14.000
Kablo	6 mm² kesitli, 15.000 m uzunlukta enerji kablosu	15.000 m × 1,6 $	24.000
Paratoner (Yıldırım Koruma Sistemi)	3 adet, 10 m uzunluğunda	3 × 1.000 $	3.000
Güvenlik Kamerası Sistemi	Standart 1 MW GES güvenlik altyapısı	Sabit maliyet	1.000
Vergi ve Diğer Masraflar	İzin, ruhsat, başvuru, yasal süreç giderleri vb.	Sabit maliyet	1.000
Proje ve Mühendislik Giderleri	15.000 m² çatı için planlama ve mühendislik hizmetleri	Sabit maliyet	10.000
Ekipman / Kalem	**Açıklama**	**Miktar / Hesaplama**	**Maliyet (USD)**
		TOPLAM MALİYET	**364.750**

Çizelge incelendiğinde gerekli olan ekipmanlar ve maliyetleri verilmiştir. Sistem tasarımında, alternatif akım (AC) tarafındaki çıkış gücü 1000 kW olarak belirlenmiştir. Ancak fotovoltaik sistemlerde verim kayıplarının önlenmesi ve sistem performansının artırılması amacıyla doğru akım (DC) tarafındaki kurulum gücünün, AC gücüne kıyasla yaklaşık %35 oranında fazla olması planlanmıştır. Bu kapsamda, santralin toplam DC kurulum gücü 1350 kW olarak öngörülmüştür. Santral yapımında kullanılacak malzemeler ve diğer hizmet bedelleri belirtilmiştir. Yapılan hesaplama sonucunda, 1350 kWh DC güç kapasiteli bir güneş enerji santralinin maliyeti 1350 kWh*0,27 $= 364.750 $ olarak bulunmuştur.

Tablo 4. 1 MW Çatı GES Kurulum Ekipmanları ve Maliyet Dağılımı.

Tarife	Vergi ve Fonlar Dahil Elektrik Fiyatı	Vergi ve Fonlar Hariç - Nihai	Aktif Enerji Bedeli
Sanayi	3,61 ₺	0,8 ₺	2,81 ₺

Toplam yatırım maliyeti: 364.750 USD
Yıllık enerji üretimi: 1.500.000 kWh
Satış fiyatı: 0,10 $/kWh
Yıllık gelir: 1.500.000 kWh × 0,10 $ = 150.000 $
Bakım ve işletme giderleri (tahmini): %5 → 7.500 $/yıl
Net yıllık kazanç: 150.000 $ – 7.500 $ = 142.500 $
Geri Ödeme Süresi (yıl) = Toplam Maliyet/Yıllık Kazanç=364.750142.500=2,56 yıl

Yıllık Emisyon Azaltımı:
1.500.000 kWh/yıl×0,6261 kg CO_2/kWh=939.150 kg CO_2/yıl=939,15 ton CO_2/yıl

Yukarıdaki varsayımlara göre, 1 MW kapasiteli sistemin geri ödeme süresi yaklaşık 2,56 yıl olarak hesaplanmaktadır. GES'lerin ekonomik ömrü 20–25 yıl arasında değiştiğinden, bu yatırımın uzun vadede oldukça kârlı olduğu söylenebilir. Ayrıca, elektrik birim satış fiyatı arttıkça ya da devlet destekli teşvik mekanizmaları (YEKDEM gibi) kullanıldığında geri ödeme süresi daha da kısalacaktır.
Güneş enerji santralleri, karbon salımı yapmadan elektrik üretmeleri sebebiyle çevresel sürdürülebilirliğe doğrudan katkı sağlar. Bu hesaplamaya göre, 1 MW kapasiteli santral yılda 939,15-ton CO_2 emisyonunu önlemekte olup, bu değer 25 yıllık sistem ömrü boyunca 23.478-ton CO_2 azaltımı anlamına gelmektedir. Bu miktar, yaklaşık 30.000 adet yetişkin ağacın yıllık emisyon tutma kapasitesine eşdeğerdir. 1 MW kapasiteli bir güneş enerji santrali, sadece ekonomik anlamda değil, çevresel sürdürülebilirlik açısından da önemli katkılar sağlamaktadır. Yaklaşık 2,56 yıl gibi kısa bir sürede yatırımın geri dönüşünün sağlanması ve yılda 939,15-ton

CO_2 emisyonunun engellenmesi, bu tür yatırımların hem çevreci hem de ekonomik olduğunu açıkça ortaya koymaktadır [12].

SONUÇ

Bu araştırma, Gaziantep Organize Sanayi Bölgesi'nde GES'in meteorolojik koşullara bağlı performans değişimleri ile ekonomik uygulanabilirliğini kapsamlı bir şekilde incelemiştir. Uzun dönemli (2000–2021) meteorolojik verilerin analizi, bölgenin özellikle yaz aylarında yüksek düzeyde güneşlenme süresi ve ışınım potansiyeline sahip olduğunu, dolayısıyla PV sistemler açısından avantajlı koşullar sunduğunu ortaya koymuştur. Yapılan maliyet analizine göre, 1350 kW DC kurulum gücüne sahip bir sistemin toplam yatırım maliyeti 364.750 USD olarak belirlenmiş; sistemin yıllık enerji üretim kapasitesi ve piyasa satış fiyatları dikkate alındığında, geri ödeme süresinin yaklaşık 2,56 yıl arasında değiştiği hesaplanmıştır. Ayrıca, bu sistemin yılda yaklaşık 939,15-ton CO_2 emisyonunun önlenmesine katkı sağladığı görülmüştür. Bu durum, yalnızca ekonomik fayda değil, aynı zamanda çevresel sürdürülebilirlik açısından da önemli kazanımlar sunmaktadır. Araştırma bulguları, Gaziantep'in iklimsel ve coğrafi koşullarının çatı tipi güneş enerji santrallerinin kurulumu açısından elverişli olduğunu göstermektedir. Bununla birlikte, panel performansını etkileyen sıcaklık, nem, bulutluluk ve rüzgâr gibi çevresel faktörlerin dikkate alınması, sistem verimliliğinin sürdürülebilirliği için gereklidir. Sonuç olarak, bu çalışma, Gaziantep OSB özelinde elde edilen bulguların, benzer iklim koşullarına ve sanayi altyapısına sahip bölgelerde yapılacak çatı GES yatırımları için yol gösterici olabileceğini ve bölgesel yenilenebilir enerji planlamalarına katkı sağlayabileceğini ortaya koymaktadır.

KAYNAKLAR

E Emikönel, S., & Bilhan, A. (2022). Analysis of Turkey's solar energy potential in different regions. Osmaniye Korkut Ata Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Dergisi, 5(Özel Sayı), 170–184. https://doi.org/10.47495/okufbed.1034175

Enerji ve Tabii Kaynaklar Bakanlığı. (2023). *Türkiye ulusal elektrik şebekesi emisyon faktörü* [Rapor]. https://enerji.gov.tr/evced-cevre-ve-iklim-turkiye-ulusal-elektrik-sebekesi-emisyon-faktoru

Eslami, S., Noorollahi, Y., Marzband, M., & Anvari-Moghaddam, A. (2022). District heating planning with focus on solar energy and heat pump using GIS and the supervised learning method: Case study of Gaziantep, Turkey. *Energy Conversion and Management*, *269*, 116131.

Kaplan, Y. A., Batur, E., & Tolun, G. G. (2022). Solar radiation forecast by using machine learning method for Gaziantep province. *Journal of Scientific Reports-A*, *51*, 127–135. https://dergipark.org.tr/tr/download/article-file/2643116

Khalid, H. M., Rafique, Z., Muyeen, S. M., Raqeeb, A., Said, Z., Saidur, R., ve Sopian, K. (2023). Dust accumulation and aggregation on PV panels: An integrated survey on impacts, mathematical models, cleaning mechanisms, and possible sustainable solution. Solar Energy, 251, 261-285.

Mathew, D., Ram, J. P., ve Kim, Y. J. (2023). Unveiling the distorted irradiation effect (Shade) in photovoltaic (PV) power conversion–A critical review on Causes, Types, and its minimization methods. Solar Energy, 266, 112141.

Rajamony, R. K., Kalidasan, B., Lagari, I. A., Paw, J. K. S., Sofiah, A. G. N., Suraparaju, S. K., ... ve Khan, T. Y. (2024). Progress in research and technological developments of phase change materials integrated photovoltaic thermal systems: The allied problems and their mitigation strategies. Sustainable Materials and Technologies, e00921.

Tajjour, S., Chandel, S. S., Chandel, R., ve Thakur, N. (2023). Power generation enhancement analysis of a 400 kWp grid-connected rooftop photovoltaic power plant in a hilly terrain of India. Energy for Sustainable Development, 77, 101333.Taktak, F., ve Ilı, M. (2018). Güneş Enerji Santrali (GES) Geliştirme: Uşak Örneği. Journal of Geomatics, 3(1), 1-21.

Turan, V. (2024). *Gaziantep bölgesinde çatı tipi güneş enerji santrali performans analizi ve verimlilik artırıcı yöntemler* (Yüksek lisans tezi, İskenderun Teknik Üniversitesi, Lisansüstü Eğitim Enstitüsü).

Vodapally, S. N., ve Ali, M. H. (2022). A comprehensive review of solar photovoltaic (PV) technologies, architecture, and its applications to improved efficiency. Energies, 16(1), 319.

Zahedi, R., Ghorbani, M., Daneshgar, S., Gitifar, S., & Qezelbigloo, S. (2022). Potential measurement of Iran's western regional wind energy using GIS. *Journal of Cleaner Production*, *330*, 129883.

Zengin, G., Koç, A., Artaş, S. B., Köse, Ö., & diğerleri. (2024). Comparative analyses of the solar energy potentials of Gaziantep, Konya and Hatay: A case study for 1 MW of photovoltaic system. *The International Journal of Energy and Engineering Sciences*, *9*(1), 1–11.

İÇME SUYU ARITMA TESİSİNE BAĞLI ÇALIŞAN MİKROHES SANTRALİNİN 3E ANALİZİ

Batuhan ŞENLEN*(1,2), Yalım GÜLTEKİN, Halil İbrahim VARİYENLİ*****
*1Gazi Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Enerji Sistemleri Mühendisliği Anabilim Dalı, 06500 Teknikokullar, ANKARA
*2Türkiye Elektromekanik Sanayi A.Ş., 06200 Yenimahalle, ANKARA, batuhan.senlen@temsan.gov.tr

** Gazi Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Enerji Sistemleri Mühendisliği Anabilim Dalı, 06500 Teknikokullar, ANKARA
Başkent Üniversitesi, Anadolu Organize Sanayi Bölgesi Meslek Yüksekokulu, Makine Programı, 06909 Malıköy Anadolu OSB, ANKARA, ygultekin@baskent.edu.tr

*** Gazi Üniversitesi, Teknoloji Fakültesi, Enerji Sistemleri Mühendisliği Bölümü, 06500 Teknikokullar, ANKARA, halilv@gazi.edu.tr

Özet: Günümüzde artan enerji maliyetleri ve temiz, sürdürülebilir enerji kaynaklarına ulaşımın giderek zorlaşması, mevcut kaynakların etkin kullanımını zorunlu kılmaktadır. Bu bağlamda, içme suyu arıtma tesislerinde isale hatları üzerinde suyun potansiyel enerjisinden yararlanarak enerji üretimi önemli bir alternatif oluşturmaktadır. Türkiye'nin hidroelektrik potansiyelinin değerlendirilmesi ve mikro hidroelektrik santral (MikroHES) uygulamalarının yaygınlaştırılması, hem enerji ekonomisine sürdürülebilir bir katkı sağlayacak hem de temiz enerji üretiminde alternatif bir kaynak yaratacaktır. Bu çalışmada, 265 kW kurulu sahip, şebekeye bağlı bir mikro hidroelektrik santralinin PID tabanlı kontrol sistemi tasarlanmış ve bir belediyeye ait içme suyu arıtma tesisinde saha uygulaması gerçekleştirilmiştir. Kurulan sistemde çift nozullu Pelton türbini ve 350 kVA senkron jeneratör kullanılmıştır. Geleneksel HES yapılarından farklı olarak MikroHES sistemleri; türbin, jeneratör ve kontrol ekipmanlarının yekpare bir yapı içinde tasarlanmasıyla öne çıkmaktadır. Saha uygulamasında, MikroHES santralinin dış hücresi üzerine konumlandırılan PLC-SCADA tabanlı kontrol sistemi aracılığıyla, HMI operatör ekranı üzerinden otomatik kontrol sağlanmıştır. Deneysel veriler incelendiğinde, yıllık bazda 1568 MWh elektrik üretimi665,92tCO_2 salınımın önüne geçilerek içme suyu arıtma tesisinin kendi enerji ihtiyacına destek sağlayacağı ve böylelikle hem enerji maliyetlerinin azaltılacağı hem de karbon salınımının düşürüleceği değerlendirilmiştir. Sonuç olarak, içme suyu arıtma tesislerinde mikro HES uygulamalarının yaygınlaştırılmasıyla; kullanılmayan hidrolik potansiyelin enerjiye dönüştürülmesi, enerji verimliliğinin artırılması ve sürdürülebilir enerji politikalarına katkı sağlanması mümkün olacaktır.
Anahtar Kelimler: MikroHES, Pelton Türbini, Energy Analizi, Ekseji Analizi, Çevresel Etki Analizi

3E ANALYSIS OF MICROHPP CONNECTED TO THE WATER TREATMENT FACILITY

Abstract: Rising energy costs and the increasing difficulty of accessing clean, sustainable energy sources have necessitated the efficient use of existing resources. In this context, generating energy by utilizing the potential energy of water on transmission lines in drinking water treatment plants represents an important alternative. Utilizing Turkey's hydroelectric potential and expanding the implementation of micro-hydroelectric power plants (MicroHPP) will both contribute sustainably to the energy economy and create an alternative source of clean energy production. In this study, a PID-based control system for a grid-connected micro-hydroelectric power plant with a 265 kW installed capacity was designed, and field implementation was carried out at a municipal drinking water treatment plant. The system utilized a double-nozzle Pelton turbine and a 350 kVA synchronous generator. Unlike traditional hydroelectric power plant structures, MicroHPP systems stand out with the design of the turbine, generator, and control equipment within a single-unit structure. In the field application, automatic control was achieved via the HMI operator screen via a PLC-SCADA-based control system positioned on the outer cell of the MicroHPP plant. When experimental data were examined, it was found that 1568 MWh of electricity production on an annual basis would support the drinking water treatment plant's own energy needs by preventing 665,92 tCO2 emissions, thus reducing both energy costs and carbon emissions. As a result, expanding micro-HES applications in drinking water treatment plants will make it possible to convert unused hydraulic potential into energy, increase energy efficiency, and contribute to sustainable energy policies.
Keywords: MicroHPP, Pelton Turbine, Energy Analysis, Exergy Analysis, Environmental Impact

GİRİŞ

Günümüzde enerji talebinin hızla artması ve fosil yakıtların çevresel etkilerinin giderek daha fazla tartışılır hale gelmesi, yenilenebilir enerji kaynaklarının önemini artırmıştır (IEA Global Energy Review 2025). Hidroelektrik enerji santralleri 1878 yılından beri insan hayatında olup, konvansiyonel enerji sistemleri arasında en köklü ve yaygın kullanılan yenilenebilir enerji kaynaklarından biri olmakla birlikte, 1900 yıllarda mikro ölçekteki hidroelektrik sistemler (Mikro HES) sürdürülebilir, düşük maliyetli ve çevre dostu çözümler olarak dikkat çekmeye başlamıştır. Mikro HES'ler, 100 kW – 1 MW aralığında enerji üretim kapasitesine sahip olup özellikle kırsal alanlarda, tarımsal sulama sistemlerinde ve küçük ölçekli yerleşim birimlerinde uygulanabilirliği ile öne çıkmaktadır (Tkáč, Š.,2017). Literatürde, 2000'li yıllardan itibaren mikro hidroelektrik sistemlere yönelik akademik çalışmalar artış göstermektedir.

(Williams & Simpson 2009), Kırsal alanlarda düşük maliyetli mikro HES kurulumlarının enerjiye erişimde önemli bir çözüm sunduğunu belirtmiştir. (Balkhair ve arkadaşları 2017) çalışmasında, mikro HES teknolojilerinin enerji üretiminde sürdürülebilirliği sağlarken aynı zamanda yerel ekonomilere katkıda bulunduğunu ortaya koymuştur. (Singh & Singal 2010) ise türbin verimliliklerini artırmaya yönelik tasarım optimizasyonlarının, mikro HES sistemlerinin uygulanabilirliğini geliştirdiğini vurgulamıştır.

Mikro-hidroelektrik santrallerde kullanılan türbinler, düşü (head) ve debi (flow rate) koşullarına göre literatürde sistematik olarak sınıflandırılmıştır. Pelton türbini, yüksek düşü (300 m +), düşük debili (az akış) uygulamalarda en yüksek verim (%70-90) sağlayan bir aksiyon türbindir ve genellikle yüksek basınçlı su jetleriyle çalışır. Cross-flow/Banki-Michell türbini, düşük maliyeti, basit imalatı ve geniş debi aralığında sabit verim eğrisi sayesinde mikro-hidro projelerinde sıkça tercih edilir; özellikle düşük- düşü (0,5-3 m) ve orta- düşü (2-30 m) uygulamalarda ekonomik bir çözüm sunar (Adanta ve arkadaşları 2023). Francis türbini ise orta- düşü (40-100 m) ve yüksek debili akışlarda radyal-aksiyel karışık akış prensibiyle çalışarak en yüksek spesifik hız ve verim değerlerine ulaşır; bu nedenle standart orta- düşü mikro-hidro tesislerinde yaygındır. Son yıllarda yerli üretim odaklı araştırmalar, 3D-yazıcı teknolojisinin Pelton ve diğer türbin kanatlarının hafif, dayanıklı ve düşük maliyetli prototiplerinin geliştirilmesine yönelmiştir; örneğin ABS-malzemeli 3D-baskılı Pelton kanatları, metal kanatlara göre daha hızlı dönüş ve daha yüksek güç çıkışı göstermiştir (Andres ve arkadaşları 2022).

Son yıllarda mikro HES'lerin otomasyon ve kontrol sistemleri üzerine yoğunlaşan çalışmalar mevcuttur. PLC tabanlı kontrol sistemleri (Ulu ve arkadaşı,2022), yük değişimlerine hızlı tepki vererek enerji kalitesini artırmaktadır. Akıllı şebeke (smart grid) entegrasyonu sayesinde mikro HES'ler, yenilenebilir enerji kaynaklarıyla hibrit olarak kullanılabilmektedir.

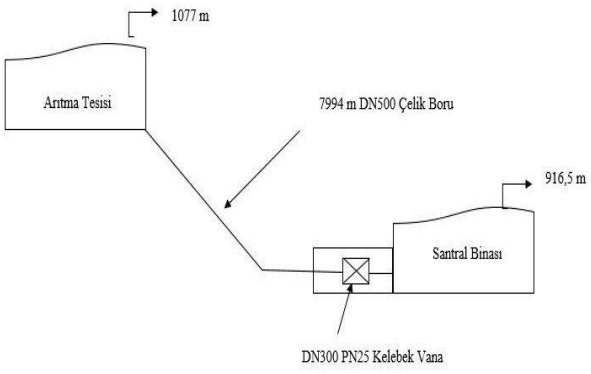
Literatür, mikro HES sistemlerinin çevresel etkilerinin makro ölçekli HES'lere kıyasla oldukça düşük olduğunu göstermektedir. (Abbasi & Abbasi 2011), mikro HES uygulamalarının doğal yaşam üzerindeki etkilerinin minimal seviyede kaldığını ifade etmiştir. Ekonomik açıdan, düşük yatırım maliyetleri ve kısa geri dönüş süresi (genellikle 3–7 yıl) bu sistemleri cazip kılmaktadır.

Güncel akademik çalışmalar incelendiğinde mikro HES santralleri için kullanım potansiyeline tam anlamı ile erişilemediği izlenmiştir. Bu bağlamda güncel literatürde yapılan çalışmalar bu potansiyelin kullanılması yönünde gelişmektedir (Salim S. 2021) (Rahman M.F ve arkadaşları 2025). Quaranta ve arkadaşları yapmış oldukları çalışmada Avrupa'da yer alan su kaynakları için küçük ve mikro ölçekli sistemlerin olası uygulamalarından bahsetmiştir (Quaranta,2022)

Türkiye'de su potansiyelinin yüksekliği, mikro HES uygulamalarını oldukça uygun hale getirmektedir. (Koç C,2020) Literatürde özellikle içme suyu arıtma tesisleri ve isale hatlarında (Tahiroğlu ve arkadaşı 2022) mikro HES uygulamalarına dair örnekler yer almaktadır. Yerel belediyeler, enerji maliyetlerini düşürmek amacıyla mikro hidroelektrik üretim sistemlerini yaygınlaştırmaya başlamıştır (Küçükali S,2010).

MATERYAL VE METOD

Çalışma kapsamında üretilen sistemin Türkiye'de Trabzon ili Arsin ilçesinde denenecek olan mikroHES santrali şematik gösterimi santral parametreleri ektedir.



Şekil1. Sistemin şematik gösterimi

Tablo1. Santralin Tasarım Parametreleri

Tasarım Debisi	0,241	m^3/s
Arıtma Tesisi Kazı Kotu	1075,44	m
Santral Binası Kotu	916,5	m
Brüt Düşü	158,94	m
Net Düşü	127,25	m
Cebri Boru Uzunluğu	7944	m
Cebri Boru Çapı	500	mm^2

İlgili verilere tasarlanan santral için kurulu güç hesabı ilgili formül ile yapılmıştır.

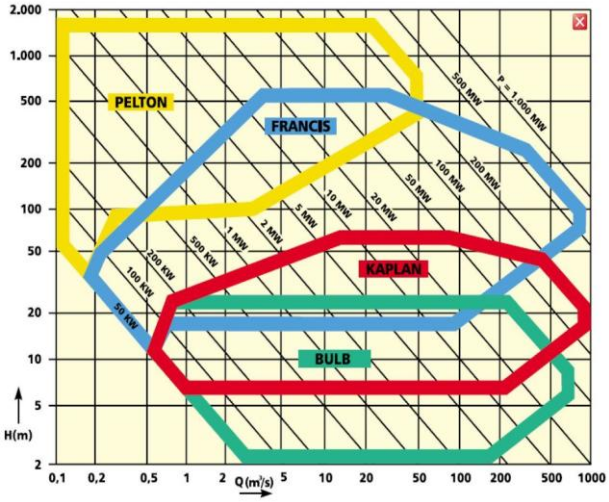
$$P_{tür} = \rho \times g \times H_{net} \times \rho \times \eta \quad (1)$$

İlgili hesaplaya göre kurulan mikroHES için kurulu güç 265kW olarak hesaplanmıştır.

Tablo 2. MikroHES'in bulunduğu su şebekesinin bilgileri

	Yağış Miktarı (mm)	Aylık Hacim (m^3)	Ortalama Debi(m^3/s)
Ocak	83,00	328,265	0,123
Şubat	64,00	253,120	0,105
Mart	59,80	236,509	0,088
Nisan	56,80	224,644	0,087
Mayıs	52,50	207,638	0,078
Haziran	52,00	205,660	0,079
Temmuz	36,70	145,149	0,054
Ağustos	47,90	189,445	0,071
Eylül	78,50	310,468	0,12
Ekim	113,60	449,288	0,168
Kasım	100,30	396,687	0,153
Aralık	84,00	332,220	0,124

Kurulacak olan sistemin bilgileri için türbin seçimi yapıldığında en uygun seçimin pelton tipi türbin ile yapılabileceği hesaplanmıştır.



Şekil2. Türbin seçimi için kullanılan değerlendirme (Park ve arkadaşları 2021)

Özgül hız değerine göre ilgili tablo incelendiğinde türbin özgül hız değeri ekteki değe göre hesaplanmıştır.

$$\eta_s = \eta \frac{\sqrt{P_{tür}}}{h_{net}{}^{5/4}}$$
(2)

Türbin özgül hızı hesaplandığında ilgili değer 28.57 olarak hesaplanmıştır.

$$P_{gen} = P.\eta_{gen} \quad (3)$$

Elektrik jeneratör verimi %95 olarak izlenmiş olup üretim sisteminin toplam kurulu gücü 251.75 kW olarak izlenmiştir. Senelik bazda enerji üretimi 1568 MWh olarak izlenmiştir. Yenilenebilir enerji üretiminin yanında konvansiyonel istemlerin karbondioksit salımını azaltan önemli etmenlerdendir. Bu bağlamda kurulan MikroHES sistemi için salınım hesabı yapıldığında yıllık bazda 665,92 ton karbondioksit (CO_2) salımının önüne geçireceği değerlendirilmiştir.

Tablo 3. MikroHES'in bulunduğu debi için aylık üretim bilgileri

Aylar	Aylık Üretim (MWh)	Kaçınılan Emisyon (tCO2)
Ocak	156,66	66,54
Şubat	120,42	51,16
Mart	112,68	47,88
Nisan	106,86	45,41
Mayıs	98,8	41,96
Haziran	97,84	41,56
Temmuz	69,06	29,35
Ağustos	90,12	38,31
Eylül	147,7	62,77
Ekim	213,73	90,81
Kasım	188,71	80,21
Aralık	158	67,11
Toplam	1568	665,92

İlgili sistem için ekserji analizi yapılmıştır. Sisteme giren ekserji (4) numaralı formül ile hesaplanmıştır. Sistemin ekserji verimi (5) numaralı formül ile hesaplanmıştır.

$$\dot{E}_{x,in} = \rho \cdot g \cdot h_{net} \cdot Q$$
(4)

$$\eta_{ex} = \frac{\dot{E}_{x,out}}{\dot{E}_{x,in}}$$
(5)

Sistemin hesaplanan ekseri verimi %84 olarak hesaplanmıştır.

SONUÇ

Bu çalışmada, bir içme suyu arıtma tesisinde uygulanmak üzere tasarlanan ve sahada test edilen 265 kW kurulu güce sahip MikroHES sisteminin 3E (enerji, ekserji ve çevresel etki) performansı değerlendirilmiştir. Yapılan analizler sonucunda sistemin yıllık yaklaşık 1568 MWh elektrik ürettiği, bu üretim sayesinde 665,92 ton CO_2 salımının önüne geçildiği ve ekserji veriminin %84 seviyesinde gerçekleştiği belirlenmiştir. Bu bulgular, mikro ölçekli hidroelektrik santrallerin hem ekonomik hem de çevresel açıdan sürdürülebilir bir enerji kaynağı sunduğunu ortaya koymaktadır.

Saha uygulamasında kullanılan Pelton türbini ve senkron jeneratörün yüksek verimlilikle çalıştığı, PLC-SCADA tabanlı otomasyonun ise sistemin güvenilirliğini ve işletme kolaylığını artırdığı görülmüştür. MikroHES'in içme suyu arıtma tesislerinde kullanılmasının, mevcut altyapıdan yararlanarak enerji maliyetlerini düşürme ve yerel ölçekte enerji bağımsızlığını destekleme açısından önemli bir fırsat sunduğu ortaya konulmuştur.

Sonuç olarak, mikro hidroelektrik sistemlerin ülkemizde özellikle su iletim hatları ve arıtma tesislerinde yaygınlaştırılması; kullanılmayan hidrolik potansiyelin değerlendirilmesi, enerji verimliliğinin artırılması ve karbon salınımının azaltılması açısından kritik öneme sahiptir. Gelecekte yapılacak çalışmaların, farklı türbin tipleri ve kontrol stratejilerinin optimizasyonuna, yerli üretim imkanlarının geliştirilmesine ve akıllı şebeke entegrasyonuna odaklanması önerilmektedir.

SEMBOLLER

E	Enerji [j]
$\dot{E}_x$	Ekserji [j]
P	Güç [W]
$P_{tür}$	Türbin Gücü [W]
g	Yerçekimi İvmesi [m/s^2]
h	yükseklik [m]
ρ	Özkütle [kg.m/s^2]
η	Verim
η_{ex}	Ekserji Verimi

TEŞEKKÜR

Bu çalışmada verdiği desteklerden dolayı Türkiye Elektromekanik Sanayi A.Ş.'ne teşekkür ederiz.

KAYNAKLAR

Global trends – global energy review 2025 – analysis - IEA. (n.d.). https://www.iea.org/reports/global-energy-review-2025/global-trends

Tkáč, Š. (2018). Hydro Power Plants, an overview of the current types and Technology. *Selected Scientific Papers - Journal of Civil Engineering*, *13*(s1), 115–126. https://doi.org/10.1515/sspjce-2018-0011

Balkhair, K. S., & Rahman, K. U. (2017). Sustainable and economical small-scale and low-head hydropower generation: A promising alternative potential solution for energy generation at local and regional scale. *Applied Energy*, *188*, 378–391. https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2016.12.012

Balkhair, K. S., & Rahman, K. U. (2017). Sustainable and economical small-scale and low-head hydropower generation: A promising alternative potential solution for energy generation at local and regional scale. Applied Energy, 188, 378–391. https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2016.12.012

Singh, V. K., & Singal, S. K. (2018). Optimal operation of run of River Small Hydro Power Plant. BioPhysical Economics and Resource Quality, 3(3). https://doi.org/10.1007/s41247-018-0045-4

Adanta, D., Sari, D. P., Syofii, I., Prakoso, A. P., Saputra, M. A., & Thamrin, I. (2023). Performance comparison of crossflow turbine configuration upper blade convex and curvature by computational method. *Civil Engineering Journal*, *9*(1), 154–165. https://doi.org/10.28991/cej-2023-09-01-012

Andres, N. S., Manalang, R., Gache, P., Poblete, R., Italia, J. L., Urganay, J., Servolo, R., & Gamboa, E. (2022). Development of a Pico-hydro electric generator with 3D-printed Pelton Turbine. Engineering Innovations, 1, 29–38. https://doi.org/10.4028/p-gu9d87

ALTINKAYA, H., & ULU, F. M. (2022). Design, control and automation of MHPP - an experimental setup. Gazi Üniversitesi Fen Bilimleri Dergisi Part C: Tasarım ve Teknoloji, 10(4), 1083–1097. https://doi.org/10.29109/gujsc.1148045

Abbasi, T., & Abbasi, S. A. (2011). Small hydro and the environmental implications of its extensive utilization. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, *15*(4), 2134–2143. https://doi.org/10.1016/j.rser.2010.11.050

Quaranta, E., Bódis, K., Kasiulis, E., McNabola, A., & Pistocchi, A. (2022). Is there a residual and hidden potential for small and micro hydropower in Europe? A screening-level regional assessment. *Water Resources Management*, *36*(6), 1745–1762. https://doi.org/10.1007/s11269-022-03084-6

Salim, S. (2021). Mapping the potential energy of micro-hydroelectric power in Limboto Watershed. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, *1098*(4), 042079. https://doi.org/10.1088/1757-899x/1098/4/042079

Rahman, M. F., Kamal, N. A., Abdullah, J., Quaranta, E., & Shin, S. (2025). Unlocking the potential of micro-hydropower in Water Distribution Networks: A comprehensive systematic review for Malaysia's Sustainable Energy Future. *Discover Sustainability*, *6*(1). https://doi.org/10.1007/s43621-025-00818-5

Che Munaaim, M. A., Razali, N., Ayob, A., Hamidin, N., & Othuman Mydin, M. A. (2018). Potential of micro hydroelectric generator embedded at 30,000 PE effluent discharge of Sewerage Treatment Plant. *E3S Web of Conferences*, *34*, 02037. https://doi.org/10.1051/e3sconf/20183402037

Koç, C. (2020). Sulama Kanalları üzerine inşa Edilen Hidroelektrik santrallerin işletilmesi üzerine Bir çalışma. *European Journal of Science and Technology*, 138–144. https://doi.org/10.31590/ejosat.707084

Tahiroğlu, A. F., & Diş, M. Ö. (2022). İçme suyu isale hatlarındaki basınç kırıcı Yapılarda Enerji üretiminin Yapısal Tasarımı ve Analizi Kahramanmaraş örneği. *Fırat Üniversitesi Mühendislik Bilimleri Dergisi*, *34*(1), 61–73. https://doi.org/10.35234/fumbd.949039

Kucukali, S. (2010). Hydropower potential of municipal water supply dams in Turkey: A case study in ulutan dam. *Energy Policy*, *38*(11), 6534–6539. https://doi.org/10.1016/j.enpol.2010.06.021

Park, H. S., Yang, H. S., Tuvshintugs, B., Kim, I. C., & Lee, Y. H. (2021). Micro Pelton turbine design and performance analysis for Air Injected Operation. *The KSFM Journal of Fluid Machinery*, *24*(2), 5–12. https://doi.org/10.5293/kfma.2021.24.2.005

Tian F.-B., Luo H., Song J. and Lu X.-Y., 2013, Force Production and Asymmetric Deformation of a Flexible Flapping Wing in Forward Flight, *Journal of Fluids and Structures*, 36, 149–161.

Woods, B. K., Fincham, J. H., Friswell, M. I., 2014, Aerodynamic modelling of the fish bone active camber morphing concept *In Proceedings of the RAeS Applied Aerodynamics Conference, Bristol, UK* (Vol. 2224).

Wroblewski G. E. and Ansell P. J., 2017, Prediction and Experimental Evaluation of Planar Wing Spanloads for Minimum Drag, *Journal of Aircraft,* 54, 5.

YENİ NESİL ÇALIŞMA AKIŞKANLARI R1233ZD VE R1234ZE İLE MULTİJENERASYON BİR ENERJİ SİSTEMİNİN EKSERJİ TABANLI PERFORMANS DEĞERLENDİRMESİ

İsmail EKMEKÇİ *, Özlem BOYDAK **
* İstanbul Ticaret Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Endüstri Mühendisliği Bölümü, 34840 Maltepe, İSTANBUL, iekmekci@ticaret.edu.tr
** İstanbul Medeniyet Üniversitesi, Mühendislik ve Doğa Bilimleri Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 34700 Üsküdar, İSTANBUL, ozlem.boydak@medeniyet.edu.tr

Özet: Bu makale, modern ve düşük küresel ısınma potansiyeline (GWP) sahip yeni nesil soğutucu akışkanlar—R1233zd ve R1234ze—kullanılarak tasarlanmış bir yenilenebilir multijenerasyon enerji üretim sisteminin kapsamlı termodinamik ve ekserjetik değerlendirmesini sunmaktadır. Önerilen konfigürasyon, elektrik üretimini eşzamanlı olarak optimize ederek sistemin verimliliğini ve sürdürülebilirliğini artırmayı hedeflemektedir. Güneş enerjisi ve jeotermal kaynaklar, birincil yenilenebilir enerji girdileri olarak entegre edilerek Organik Rankine Çevrimi (ORC) dahil olmak üzere birden fazla alt sistemin çalışmasını sağlamaktadır. Sistem, kararlı durum çalışma koşulları altında termodinamik simülasyon araçları kullanılarak değerlendirilmiş; her bir alt sistemdeki enerji ve ekserji akışlarının detaylı analizi gerçekleştirilmiştir. R1233zd ve R1234ze gibi modern organik akışkanların düşük kaynama noktaları, yüksek termal stabiliteleri ve çevre dostu özellikleri gibi termo-fiziksel avantajları, ORC performansı ve genel sistem entegrasyonu üzerindeki etkileri bağlamında kapsamlı şekilde incelenmiştir. Geleneksel akışkanların yüksek GWP'ye sahip olması ve çevresel endişeler yaratması nedeniyle, her iki konfigürasyonda destekleyici bileşenlerin sabit kaldığı varsayılmıştır. Kararlı durum termodinamik modeli, literatür verileriyle doğrulanmış Ebsilon Professional ve Engineering Equation Solver (EES) yazılımları kullanılarak geliştirilmiş; analizlerde enerji ve ekserji verimliliği ile genel sistem performansı ele alınmıştır. Temel varsayımlar arasında kararlı çalışma koşulları, borulardaki basınç düşüşlerinin ve ısı kayıplarının ihmal edilebilir düzeyde olması, çevre sıcaklığının sabit kalması yer almaktadır. Sonuçlar, R1233zd'nin, geleneksel akışkanlarla kıyaslandığında daha üstün ısıl soğurma ve genişleme özellikleri sayesinde düşük sıcaklık koşullarında biraz daha yüksek ekserji verimliliği sağladığını göstermektedir. Buna karşılık R1234ze, sıcaklık dalgalanmalarına karşı daha yüksek performans dayanıklılığı sunmakta olup, güneş enerjisi ağırlıklı uygulamalar için özellikle uygundur. Her iki akışkan da düşük GWP'ye ve sıfır ozon tahribat potansiyeline sahip olduklarından, yenilenebilir sistemlere entegrasyonları konvansiyonel R134a veya R245fa gibi akışkanlara kıyasla karbon ayak izini önemli ölçüde azaltmaktadır. Ekserji yok oluşu analizleri, ORC genişleticisi ve ısı değiştiricilerini başlıca geri döndürülemezlik kaynakları olarak tanımlamış; böylece sistem iyileştirmelerine yönelik potansiyel alanlar ortaya konmuştur. Genel olarak bu araştırma, yüksek performanslı, yenilenebilir kaynaklı çoklu enerji sistemlerinin gerçekleştirilmesinde yeni nesil çevre dostu çalışma akışkanlarının pratik potansiyelini vurgulamakta; sürdürülebilir enerji tasarımı ve uygulanması açısından değerli katkılar sunmaktadır. Bu çalışmanın sonuçları, çevreye duyarlı akışkanların optimizasyonu ve uygulanmasıyla ilgili yönlendirmelerde bulunarak, temiz, verimli ve çok işlevli enerji çözümlerine yönelik küresel talebi karşılayacak sürdürülebilir enerji altyapısının ilerletilmesine katkı sağlamayı amaçlamaktadır.
Anahtar Kelimler: Multijenerasyon, Çoklu enerji sistemleri, Yenilenebilir enerji, Ekserji analizi, R1233zd, R1234ze, Termodinamik modelleme

EXERGY-BASED PERFORMANCE EVALUATION OF A MULTIGENERATION ENERGY SYSTEM WITH NEW GENERATION WORKING FLUIDS R1233ZD AND R1234ZE

Abstract: This paper presents a comprehensive thermodynamic and exergetic assessment of a multigeneration renewable energy system utilizing advanced, low global warming potential (GWP) new generation refrigerants—R1233zd and R1234ze. The proposed configuration is optimized to simultaneously produce electricity and thereby enhancing system efficiency and sustainability. Solar thermal and geothermal sources are integrated as the primary renewable energy inputs, driving multiple interconnected subsystems that include an Organic Rankine Cycle (ORC).

The system is evaluated under steady-state operating conditions using thermodynamic simulation tools, focusing on the detailed analysis of energy and exergy flows throughout each subsystem. The thermophysical advantages of R1233zd and R1234ze modern organic working fluids—such as their relatively low boiling points, high thermal stability, and environmentally benign characteristics—are thoroughly examined in the context of their impact on ORC performance and overall system integration since traditional fluids often have high GWP and pose environmental concerns while supporting components are assumed to remain constant across both configurations. The steady-state thermodynamic model is developed using Ebsilon Professional and Engineering Equation Solver (EES) programmes validated against existing literature data to analyze energy and exergy efficiency and overall system performance while key assumptions include steady-state operation, negligible pressure drops and heat losses in piping and constant ambient temperature. Results indicate that R1233zd offers marginally higher exergetic efficiency under stable, low-temperature conditions due to superior thermal absorption and expansion behavior comparing with the traditional refrigerants from literature. Furthermore, R1234ze demonstrates greater performance resilience under fluctuating temperature environments, making it particularly well-suited for solar-dominated operations. Both fluids have low GWP and no ozone depletion potential as their integration into renewable systems significantly reduces the carbon footprint compared to conventional setups using R134a or R245fa. Exergy destruction analysis identifies the ORC expander and heat exchangers as principal sources of irreversibility, suggesting potential areas for system enhancement. Overall, this investigation underscores the practical potential of next-generation, environmentally friendly working fluids in enabling high-performance, renewable-driven multigeneration energy systems, with valuable implications for sustainable energy design and deployment. The outcomes of this research aim to guide the optimization and practical implementation of environmentally benign working fluids in renewable-powered multigeneration systems. In doing so, it contributes to advancing sustainable energy infrastructure that meets the growing global demand for clean, efficient, and multifunctional energy solutions since the integration of this new-generation working fluids R1233zd and R1234ze in a renewable-based multigeneration system demonstrates significant potential for improving exergetic performance, energy efficiency and reducing environmental impact.
Keywords: Multigeneration, Renewable Energy, Exergy Analysis, R1233zd, R1234ze, Thermodynamic Modeling

I. INTRODUCTION

Makaleler The development of innovative energy systems that are highly efficient and capable of delivering multiple outputs is crucial in tackling the growing global energy demand while meeting strict environmental regulations. Multigeneration systems are designed to provide various sustainable energy services—including electricity, heating, cooling, and domestic hot water—within a unified thermodynamic framework. By optimizing the use of input exergy and minimizing system losses, these systems contribute to the creation of more sustainable energy infrastructures leading to an expanding field of research focused on enhancing thermodynamic efficiency and minimizing environmental impact [1,2]. Although traditional energy analyses are useful for measuring energy flow, they often fail to account for the quality and practical usability of different energy forms. Exergy analysis, which is based on the second law of thermodynamics, helps overcome this limitation by offering a more comprehensive evaluation of a system's potential to perform useful work. This approach identifies and quantifies internal irreversibilities, allowing for more precise thermoeconomic optimization and component-level performance assessment. Initially, studies on multigeneration systems centered around energy-based assessments, which analyze total energy consumption and efficiency under different system configurations and operating conditions. Although this approach has been valuable for evaluating performance, it does not fully account for the quality and usability of different energy forms or uncover inefficiencies caused by system irreversibilities. As a result, researchers have begun adopting exergy-based evaluations, which offer a more thorough method for identifying energy losses, inefficiencies, and potential optimization strategies [3,4,5]. Exergy analysis is also an essential tool for assessing multigeneration system efficiency, as it considers both the amount and quality of energy present within a system. Unlike first-law energy assessments—which focus solely on energy conservation—second-law evaluations provide deeper insights by highlighting internal irreversibilities and identifying areas where potential useful work is lost [6,7]. A groundbreaking study by Dincer and Rosen [8] laid the groundwork for applying exergy analysis to cogeneration and trigeneration systems, demonstrating that second-law efficiency offers a more precise measure of system effectiveness than conventional energy evaluations. This methodology helps pinpoint specific components where energy degradation occurs, enabling targeted improvements to boost overall system efficiency [9,10]. Expanding on this foundation, Calise et al. [11] conducted an exergy and thermoeconomic analysis of a solar-assisted multigeneration system, revealing that solar field irreversibilities and Organic Rankine Cycle (ORC) inefficiencies were the primary contributors to energy losses. Their study reinforced the importance of refining solar integration methods and optimizing ORC parameters to minimize inefficiencies [12,13]. Further research by Khosravi et al. [14] examined a hybrid biomass-solar multigeneration system, showing how working fluid selection influences system exergy efficiency. Their findings demonstrated that certain refrigerants have superior thermodynamic properties,

leading to better second-law performance, highlighting fluid selection as a critical factor in system effectiveness [15,16]. Among various multigeneration technologies, Organic Rankine Cycle (ORC) systems are widely used due to their ability to utilize low- and medium-temperature heat sources effectively. The thermodynamic performance of an ORC system depends largely on the characteristics of the working fluid, making its selection a key design parameter [17,18]. Saleh et al. [19] conducted a broad evaluation of more than 30 working fluids for subcritical ORCs, determining that thermophysical properties—such as critical temperature, boiling point, and specific volume—play a crucial role in system efficiency and environmental compatibility. Their results highlighted the importance of selecting fluids carefully to achieve optimal system operation [20]. With global environmental policies enforcing the phase-out of high-GWP refrigerants, the transition toward low-GWP alternatives has accelerated. Hydrofluoroolefins (HFOs)—such as R1233zd(E) and R1234ze(E)—have been identified as promising replacements due to their low toxicity, non-flammability (or mild flammability), zero ozone depletion potential (ODP), and reduced global warming potential (GWP) [21,22]. Recent studies have investigated the feasibility of these refrigerants in ORC applications. Yang et al. [23] compared R1234ze(E) and R245fa in a low-temperature ORC, showing that while R245fa had superior thermal efficiency, R1234ze(E) demonstrated better environmental benefits, making it a preferable option despite slight performance compromises [24,25,26]. Several recent investigations have analyzed the use of R1233zd(E) and R1234ze(E) in energy conversion systems, particularly in multigeneration applications. Li et al. [27] performed a performance analysis of an ORC operating with R1233zd(E) and R1234ze(E) under different operating pressures, finding that R1233zd(E) produced a higher net work output, while R1234ze(E) led to lower exergy destruction in the evaporator stage. Their findings suggest that these fluids offer distinct advantages, depending on system operating conditions [28,29]. Similarly, Jin et al. [30] examined the application of R1233zd(E) and R1234ze(E) in a combined heat and power (CHP) cycle, emphasizing their thermal stability across different condenser pressures and their effectiveness under partial-load conditions. Their study highlights the significance of fluid selection in maintaining consistent performance across varying energy demands [31,32]. Despite these advancements, there remains a gap in existing literature concerning exergy-based analyses of multigeneration systems using next-generation refrigerants. Many past studies focus either on single-output energy systems or rely solely on first-law energy assessments, limiting their ability to capture exergy destruction and inefficiencies. A comprehensive exergy analysis would provide deeper insights into fluid-specific thermodynamic behaviors and enable further optimization of multigeneration system designs [33,34]. The continuous evolution of multigeneration systems in contemporary energy infrastructure presents valuable opportunities to enhance efficiency, reduce environmental impact, and refine system configurations through advanced thermodynamic analysis. While past research primarily focused on energy-based evaluations, the shift toward exergy-based methodologies has allowed for greater precision in system optimization [35,36]. Additionally, as global efforts to adopt low-GWP refrigerants continue, studies on hydrofluoroolefins, such as R1233zd(E) and R1234ze(E), are becoming increasingly relevant. These fluids exhibit great potential for use in ORC-based multigeneration systems, though further research is necessary to fully explore their thermodynamic capabilities, particularly via detailed exergy analyses [37,38]. The choice of working fluid plays a significant role in determining the thermodynamic performance of vapor power and refrigeration cycles within multigeneration systems. With the phase-out of high-GWP refrigerants due to global environmental agreements such as the Montreal Protocol and Kigali Amendment, the focus has shifted toward low-GWP, environmentally friendly alternatives. In this regard, hydrofluoroolefins (HFOs) like R1233zd(E) and R1234ze(E) have gained attention as promising substitutes. These fluids exhibit low toxicity, non-flammability (or mild flammability), zero ozone depletion potential (ODP), and a significantly reduced global warming potential (GWP), making them ideal candidates for Organic Rankine Cycle (ORC) applications and other low-to-medium temperature energy conversion processes [39,40,41]. This study conducts a detailed exergy-based evaluation of a multigeneration energy system that incorporates R1233zd and R1234ze as its primary working fluids. The proposed system configuration features a bottoming ORC combined with thermal subsystems to co-generate electricity, space heating, and cooling. The primary objectives of the analysis are; assessing exergy destruction rates, comparing second-law efficiencies achieved using R1233zd and R1234ze, and analyzing the impact of thermophysical fluid properties on system exergy distribution and sources of irreversibility [42,43,44].

The study aims to enhance the optimization of low-emission multigeneration systems and support the adoption of advanced working fluids for sustainable energy conversion processes that adhere to rigorous thermodynamic principles and environmental responsibility [45,46].

METHODOLOGY

Analysis Of Multigeneration System With R1233zd Via Ebsilon

In terms of Ebsilon analyses, Figure 3.1 demonstrates Ebsilon sketch of the multigenerational system with R1233zd organic working fluid for its ORC side.

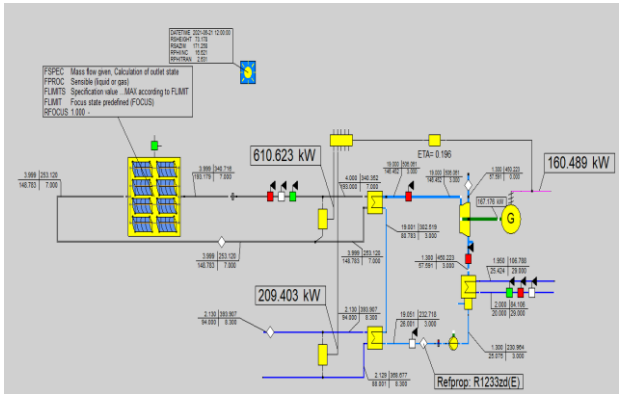


Figure 1. Ebsilon display image of the multigenerational system with R1233zd.

Inspecting this sketch in Figure 1, the pressure, temperature, mass flow and entalphy values can be observed. For instance, at left bottom of this sketch, there is Gonen geothermal nineth sondage values 94°C temperature, 2.13 bar pressure, 8.3 kg/s mass flow of geothermal water were defined through the Ebsilon Professional programme. The heat exchanger connected to the geothermal system, has 26.001°C input temperature and 80.783°C output temperature, 19 bar pressure and 3 kg/s mass flow and 232.718 kj/kg input entalphy and 302.519 kj/kg output entalphy. At upper left of the sketch, there is parabolic solar panels values were defined to the simulation programme as output temperature 193.179°C, 4 bar pressure, 7 kg/s mass flow with Therminol VP1 oil fluid.
As mentioned, Gonen latitude is 40.1049° and longitude is 27.654°, direct normal irradiance value is 1000 W/m2, wind speed at Gonen is 5 m/s, and ambient temperature is 20°C for solar system calculations to run the simulation. The heat exchanger connected to the solar system, has 146.452°C output temperature, 19 bar pressure and 3 kg/s mass flow and 506.061 kj/kg output entalphy. And this heat exchanger is connected to the turbine which has 57.591°C output temperature, 1.3 bar output pressure and 3 kg/s mass flow, 450.223 kj/kg output entalphy. Then, the condenser connected to this heat exchanger has 25.075°C output temperature, 1.3 bar output pressure and 3 kg/s mass flow, 230.964 kj/kg output entalphy. Also, the cooling tower, which is connected to the condenser, is defined with 20°C inlet temperature, 2 bar pressure and 29 kg/s mass flow of water. And the pump connected
to the condenser has 26.001°C output temperature, 19 bar output pressure and 3 kg/s mass flow, 232.718 kj/kg output entalphy within the organic rankine cycle.

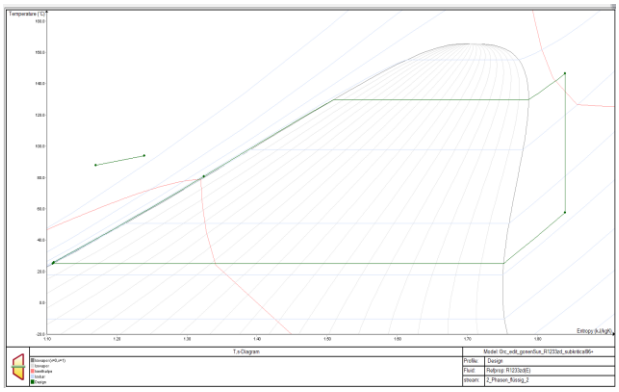


Figure 2. T-s diyagram of the ORC side of the multigenerational system with R1233zd via Ebsilon.

According to these analyzed temperature, pressure values of the components of the multigenerational system, power outputs and ETA thermal efficiency of the system was calculated by Ebsilon Professional programme. Accordingly, the power output of the solar panels for this multigenerational system with R1233zd is calculated as 610.623 kW, the power output of the geothermal well is calculated as 209.403 kW and the power output of the generator is calculated as 160.489 kW. Thus, ETA thermal efficiency of the multigenerational system was calculated as %19.6 according to the related formula via
Ebsilon Professional programme.

Analysis Of Multigeneration System With R1233zd Via EES

Energetic thermodynamic analysis of the system with R1233zd via EES

Besides analyses with the simulation of Ebsilon Professional programme, this multigenerational system with R1233zd organic fluid was analyzed thermodynamically with EES programme via the EES codings.

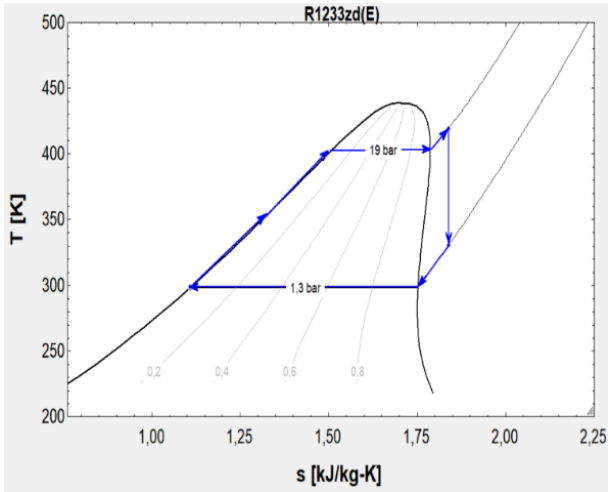


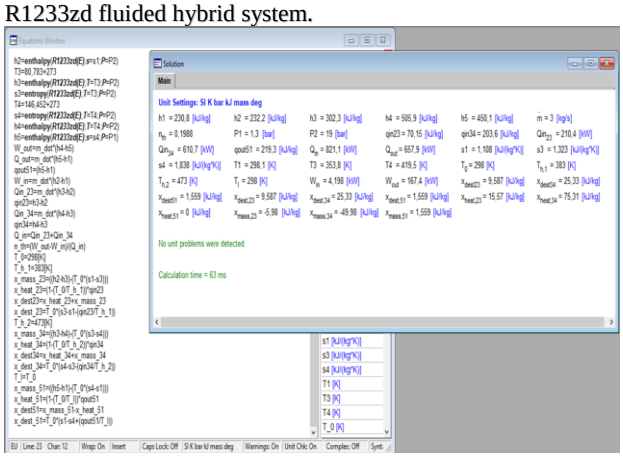
Figure 3. T-s diyagram of the ORC side of the multigenerational system with R1233zd via EES.

The results of energetic analyses of the multigenerational system with R1233zd, via EES programme is compatible with the results of Ebsilon Professional analyses, which is favorable for crosschecking. Also, t-s diagrams from EES and Ebsilon Professional programmes are also compatible to crosscheck as seen in Figures 2 and 3.

Exergetic thermodynamic analysis of multigeneration system with R1233zd via EES

EES codings for exergetic thermodynamic analysis of the system with R1233zd is applied. According to these codings and exergy formulations, the values of calculated results can be observed in the Table 1.

Table 1. Results of energy and exergy analyses via EES for R1233zd fluided hybrid system.



Accordingly, the summary of output parameters can be observed in the Table 2.

Table 2. Output parameters for R1233zd fluided hybrid system.

n_th	0,1977
n_exergy	0,6105
W_in (kW)	5,248
W_out (kW)	167,4
Q_in (kW)	820,1
Q_out (kW)	657,9
n_pump	0,8
n_turbine	0,998

II.III. Analysis Of Multigeneration System With R1234ze Via Ebsilon

In terms of Ebsilon analyses, Figure 4 demonstrates Ebsilon sketch of the multigeneration system with R1234ze organic working fluid for its ORC side.

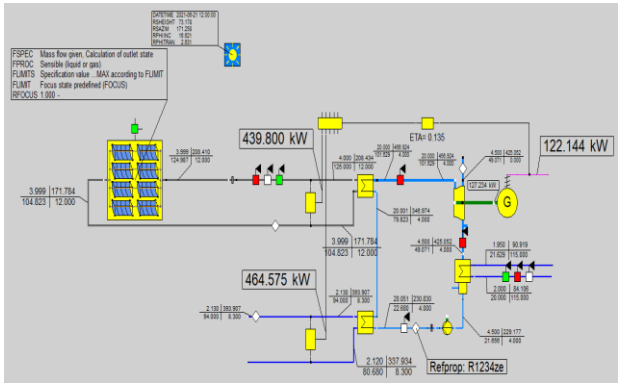


Figure 4. Ebsilon display image of the multigenerational system with R1234ze.

Inspecting this sketch in Figure 3.4, the pressure, temperature, mass flow and entalphy values can be observed. For instance, at left bottom of this sketch, there is Gonen geothermal nineth sondage values 94°C temperature, 2.13 bar pressure, 8.3 kg/s mass flow of geothermal water were defined through the Ebsilon Professional programme. The heat exchanger connected to the geothermal system, has 22.680°C input temperature and 79.823°C output temperature, 20 bar pressure and 4 kg/s mass flow and 230.83 kj/kg input entalphy and 346.974 kj/kg output entalphy. At upper left of the sketch, there is parabolic solar panels values were defined to the simulation programme as output temperature 125°C, 4 bar pressure, 12 kg/s mass flow with Therminol VP1 oil fluid.

As mentioned, Gonen latitude is 40.1049° and longitude is 27.654°, direct normal irradiance value is 1000 W/m2, wind speed at Gonen is 5 m/s, and ambient temperature is 20°C for solar system calculations to run the simulation. The heat exchanger connected to the solar system, has 101.629°C output temperature, 20 bar pressure and 4 kg/s mass flow and 456.924 kj/kg output entalphy. And this heat exchanger is connected to the turbine which has 49.071°C output temperature, 4.5 bar output pressure and 4 kg/s mass flow, 425.052 kj/kg output entalphy. Then, the condenser connected to this heat exchanger has 21.656°C output temperature, 4.5 bar output pressure and 4 kg/s mass flow, 229.177 kj/kg output entalphy. Also, the cooling tower, which is connected to the condenser, is defined with 20°C inlet temperature, 2 bar pressure and 115 kg/s mass flow of water. And the pump connected to the condenser has 22.680°C output temperature, 20 bar output pressure and 4 kg/s mass flow, 230.830 kj/kg output entalphy within the organic rankine cycle.

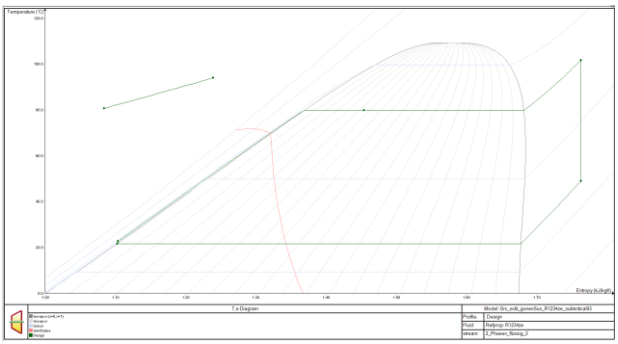


Figure 5. T-s diyagram of the ORC side of the multigenerational system with R1234ze via Ebsilon.

According to these analyzed temperature, pressure values of the components of the multigenerational system, power outputs and ETA thermal efficiency of the system was calculated by Ebsilon Professional programme. Accordingly, the power output of the solar panels for this multigenerational system with R1234ze is calculated as 439.800 kW, the power output of the geothermal well is calculated as 464.575 kW and the power output of the generator is calculated as 122.144 kW. Thus, ETA thermal efficiency of the multigenerational system was calculated as %13.5 according to the related formula via Ebsilon Professional programme.

Analysis Of Multigeneration System With R1234ze Via EES

Energetic thermodynamic analysis of the system with R1234ze via EES

Besides analyses with the simulation of Ebsilon Professional programme, this multigenerational system with R1234ze organic fluid was analyzed thermodynamically with EES programme via the EES codings written.

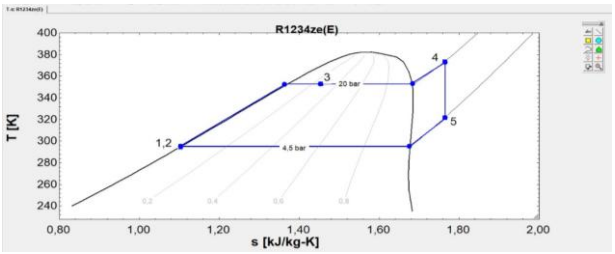


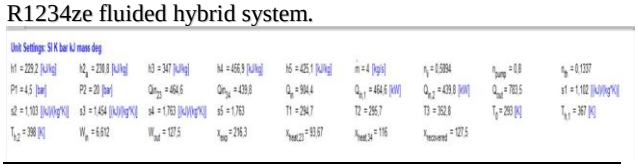
Figure 6. T-s diyagram of the ORC side of the multigenerational system with R1234ze via EES.

The results of energetic analyses of the multigenerational system with R1234ze, via EES programme is compatible with the results of Ebsilon Professional analyses, which is favorable for crosschecking. Also, t-s diagrams from EES and Ebsilon Professional programmes are also compatible to crosscheck as seen in Figures 5 and 6.

II.IV.II. Exergetic thermodynamic analysis of multigeneration system with R1234ze via EES

According to the EES codings and exergy formulations for exergetic thermodynamic analysis of the system with R1233zd, the values of calculated results can be observed in the Table 3.

Table 3. Results of energy and exergy analyses via EES for R1234ze fluided hybrid system.



Second Law Efficiency Analyses Of Multigeneration System

The main purpose of the ORC system is to recover waste heat and produce power by utilizing low-to-medium grade heat sources, such as solar thermal energy and geothermal energy. In order to achieve this objective, efficient utilization of waste heat is essential. The concept of 2nd Law Efficiency quantifies how effectively the waste energy can be harnessed. Optimizing 2nd Law efficiency involves considering additional factors, including thermal efficiency, environmental impact, and cost [47,48,49].
Second law efficiency analyses were calculated via EES. In Figure 3.7, diagrams of second law efficiency versus geothermal source mass flow rate of the multigeneration systems with R1233zd and R1234ze are seen, respectively.

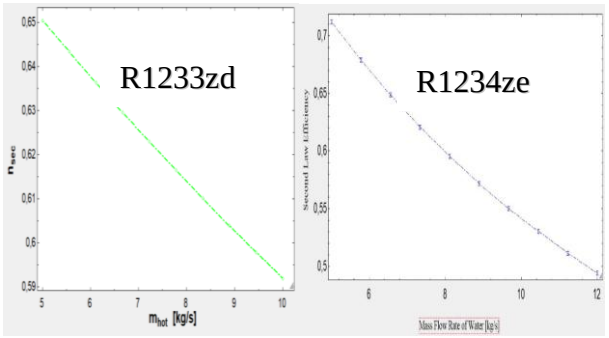


Figure 7. Diagrams of second law efficiency vs. geothermal source mass flow rate.

The mass flow rate of the geothermal source fluid (water) directly impacts the system's heat input. As flow rate increases, more heat enters the system, leading to greater irreversibility. Irreversibility represents unavoidable losses or inefficiencies during energy conversion. Exergy efficiency measures how well a system converts available energy into useful work. High heat input rates can raise irreversibility, reducing exergy efficiency. Excessive heat input can result in energy conversion inefficiencies. Increasing heat input can sometimes be beneficial. When input raises the evaporator's outlet temperature (the turbine's inlet), it

affects enthalpy. Higher temperature input means a larger enthalpy difference for turbine work output. If heat input significantly boosts outlet temperature, turbine work output may increase. This contributes to improved 2nd law efficiency (exergy efficiency). Balancing these factors optimizes geothermal energy systems.

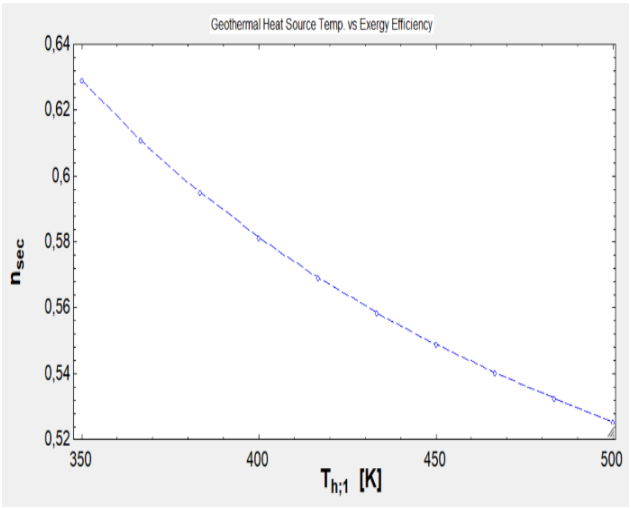


Figure 8. Diagram of second law efficiency vs. geothermal source temperature

In Figure 8, diagrams of second law efficiency versus geothermal source temperature of the multigeneration systems with R1233zd can be observed. Although geothermal source temperature is constant at 94°C, these diagrams are only to see what would happen if geothermal source temperature changed, supposingly. When the geothermal source temperature rises, the overall exergy efficiency of the ORC tends to decrease. This relationship is crucial for optimizing energy conversion systems. The working fluid in the ORC cycle exchanges heat with the geothermal water. As the source temperature increases, the temperature difference between the working fluid and water also grows. The evaporator, a critical component, absorbs heat from the geothermal water. Higher source temperatures lead to increased heat absorption, contributing to the system's energy input. Unfortunately, greater heat absorption results in higher irreversible losses within the system. Irreversibility refers to unavoidable inefficiencies during energy conversion. While higher geothermal source temperatures enhance heat absorption, they also exacerbate irreversibility, ultimately impacting the ORC's exergy efficiency. Balancing these factors is essential for efficient energy utilization.

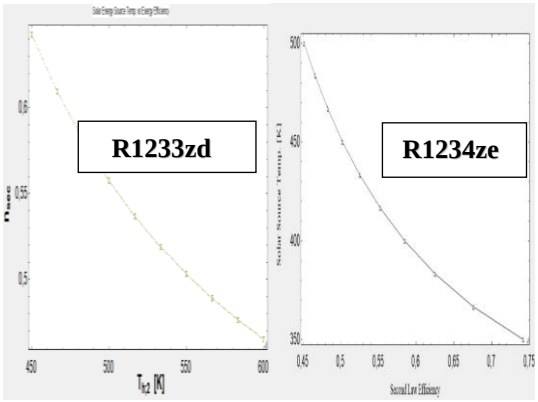


Figure 9. Diagrams of second law efficiency vs. solar energy source temperature.

In Figure 9, diagrams of second law versus solar energy source temperature of the multigeneration systems with R1233zd, and R1234ze can be observed, respectively. The Carnot efficiency, a fundamental concept in thermodynamics, depends solely on the temperature difference between the heat source and the heat sink. It represents the maximum possible efficiency achievable by any heat engine. Irreversibilities occur during heat transfer due to factors like friction and turbulence. These lead to energy losses, reducing overall system efficiency. Irreversibilities cause a loss of available, usable energy. When energy dissipates or is lost, it becomes less useful for performing work. Exergy efficiency (also known as second law efficiency) considers useful work produced and energy conversion quality. Higher irreversibilities decrease exergy efficiency. Understanding the interplay between Carnot efficiency, irreversibilities, and exergy efficiency is crucial for optimizing energy systems. Balancing these factors ensures efficient energy utilization.

III. RESULTS AND DISCUSSION

In this paper, a groundbreaking multigenerational hybrid system that combines solar energy harvested from parabolic solar collectors with geothermal energy sourced from a well is delved into. The primary objective of this system is to achieve maximum efficiency while minimizing investment costs. Accordingly, in the multigenerational hybrid system, the evaporator efficiently uses the heat comes from both parabolic solar collectors and geothermal well. Thus, the evaporator plays a pivotal role in this multigenerational hybrid system since the heat transfer process within the evaporator ensures optimal energy utilization. Then, the resulting superheated steam, reaching temperatures up to a maximum of 146.5 °C, is directed into the turbine for power generation. Thus, the key components of this study are turbine, evaporator, solar collectors and geothermal well.

One of the most important parameters for designing this multigenerational system is to determine the solar collector area that the hybrid system needs. Accordingly, the minimum collector area supplying the maximum collector capacity is significant to find the

minimum collector area capable of supplying the maximum collector capacity. The working fluid goes into the solar collector area after the heat transfer at the evaporator between the geothermal source and the organic fluid.

Coming to saturated liquid phase of the fluid returning from the turbine is also one of the most important parameters in order to add it to the hybrid system again at the state of maximum working capacity. It was observed that the net work amount produced from the multigeneration system is consistent with the solar radiation values. When designing this multigenerational hybrid system, it was also tried to decrease the solar panel investment cost and to emphasize geothermal system work.

For the R1233zd used system, the generator work is 160.489 kW, the solar panels work is 610.623 kW and the geothermal work is 209.403 kW. For the R1234ze used system, the generator work is 122.144 kW, the solar panels work is 439.800 kW and the geothermal work is 464.575 kW.

One of the most important parameters of a system is also the thermal efficiency after work. The efficiency of this hybrid system with R1233zd is 19.6. The efficiency of this hybrid system with R1234ze is 13.5. These all output results for each fluids can also be observed from the Table 4 below.

Table 4. Total output parameters for each fluided system

	R1233zd	R1234ze
n_th	0,196	0,135
n_exergy	0,6105	0,5678
W_in (kW)	5,248	6,437
W_out (kW)	167,4	122,144
Q_in (kW)	820,1	904,375
Q_out (kW)	657,9	736,5
n_pump	0,8	0,8
n_turbine	0,998	0,998

Furthermore, in terms of validation of the analyses, the simulation results from Ebsilon is consistent with the results obtained from EES which is fine to check the accuracy of the results. The simulation results obtained from Ebsilon align with those from EES, ensuring the accuracy of our findings.

Table 5. Outputs of each cycle

	R1233zd	**R1234ze**
n_{th}	0,1977	0,1332
n_{exergy}	0,6105	0,5742
W_{out}	167,4 kW	127 kW
Total Cost	450,832.00$	319,624$
Present Value	1,232,206.12$	942,123.52$

Up to now, the ORCs with respect to their organic fluids, capacities of the components and solar system energy input were analyzed. In our study, there are two main important goals; the first one is that we need to select an organic working fluid for such cycles instead of R134a fluid, whose reactions have responsible in depletion of ozone layer. In this manner we have analyzed the ORCs and examined which organic fluids satisfy mostly and in an affordable way. The other concern is the reduction of solar heat source energy. The point here is eliminating use of fossil fuels. As a result, this innovative multigenerational hybrid system represents a sustainable approach to energy integration, emphasizing both solar and geothermal sources.

IV. CONCLUSIONS AND RECOMMENDATIONS

An energy efficient and nature friendly innovative multigenerational hybrid system consisting renewable solar and geothermal with ORC in the Gonen district was designed with this groundbreaking study. There is no such a design in Gonen before, which is originality of this study as the uniqueness of our approach lies in the fact that no such system has been previously implemented in this specific region. Multigenerational renewable energy systems offer several advantages in terms of energy efficiency. Optimization for this studied multigenerational system was worked on to make it more energy efficient. Unlike traditional single-generation energy systems, the multigenerational design optimizes energy utilization across different generations. This holistic approach ensures efficient energy transfer and utilization, benefiting both current and future users.

Renewable energy integration is one of the significance of this thesis since the hybrid system seamlessly integrates two abundant and sustainable energy sources: solar and geothermal. By harnessing the power of the sun and the Earth's natural heat, it is aimed to create a harmonious balance between energy production and environmental preservation. By combining solar and geothermal energy, the overall system performance is maximized while minimizing waste. This approach aligns with global efforts to reduce carbon emissions and combat climate change.

It is worked diligently to optimize the multigeneration system. Through rigorous analysis and modeling, various parameters are fine-tuned to achieve higher energy efficiency. This involved considering factors such as component sizing, operating conditions, and fluid selection.

In order to improve the system design and make a decision for selecting the most suitable working fluid to utilize, the following optimization steps are carried out. One of them is equal heat energy supplement via solar energy system. In order to make a proper comparison, it is tried to make solar energy inlet equivalent for each working fluid cycle. The concern was the solar collector cost, which forms the majority of the total cost of the multigeneration system, besides the improvement of the exergy efficiency. When it is tried to supply the same

amount of heat energy (amount of 200-300-400 kW) to each cycle, both fluids could not exceed its saturation temperature at related working pressure, which means that the fluid could not become superheated vapor. As result of that, the work and power of electricity obtained from the turbine have been decreased dramatically as well as thermal and exergy efficiencies.

Also, the multigeneration system is tried to be optimized with no solar only with geothermal heat input and ORC. Accordingly, working fluids could not exceed its saturation temperature at related working pressure, which means that fluids could not become superheated vapor. Work and power of electricity obtained from turbine have been decreased dramatically as well as thermal and exergy efficiencies.

The other optimization step is the manipulations with the energy sources (geothermal); it is proceeded in the same path with the same aim and tried to manipulate the physical properties of the geothermal energy source. In order to meet the energy requirement, which has been occurred when the supplement of heat energy from the solar system is reduced, the change in the exergy efficiency and total cost with the increasing the mass flow rate of the water that is utilized in the geothermal source are analyzed. The change in the related parameters are also observed with the change of the geothermal source temperature which is taken as 94°C during this study. Though these restorations have exhibited more beneficial results in theory, the characteristic properties of the geothermal system (Gonen geothermal-G9 well) can not be changed.

Reduction of the working pressure is another improvement method applied. In this way, the boiling temperature of the working fluids would be reduced with the reduction of the pressure. This means, the requirement of the heat energy would be decreased as well. Although reduction of the working pressure has leaded to less heat energy requirement that also means less absorption of heat from the solar system, thermal efficiency has decreased to almost 9%.

Increasing the mass flow rate of the organic fluid lastly, and it is observed that the results as other parameters (solar and geothermal heat energy inlets, working pressure) are kept the same. Each mass flow rate is adjusted to obtain the same amount of 1000kW heat inlet for each cycle. As a result of that, it is observed that all turbine work and produced electricity have been increased. As well as the turbine work, exergy efficiencies also have increased to superior levels.

Additionally, it is important to underline that the thermal efficiency does not change as the mass flow rate of the organic fluid changes due to the fact that the working temperature and so the enthalpy of each step (turbine inlet-solar outlet, solar inlet-geothermal outlet, etc) stays constant. The energy (kJ/kg) that is extracted from energy sources does not change. Also the energy achieved from turbine does not change. The heart of our system is the ORC, which converts thermal energy into mechanical work. We explored two different organic fluids R1233zd and R1234ze to determine the most suitable fluid for our specific application. In order to evaluate system performance comprehensively, both energetic and exergetic result values are calculated. These analyses allowed us to assess energy losses, irreversibilities, and overall efficiency. We cross-validated our findings using Ebsilon Professional and EES programs to ensure robust results. And, not only the energetic but also the exergetic result values and efficiencies were calculated, analyzed and compared with Ebsilon and EES programmes. The results of analyses of the multigenerational system via Ebsilon Professional programme is compatible with the results of analyses via EES programme, which is favorable for crosschecking. Accordingly, the higher thermal efficiency of the designed hybrid system is 19.6% with R1233zd organic fluid.

Furthermore, the multigeneration system was also optimized to decrease solar panel investment cost with the help of Gonen geothermal well and ORC. In terms of cost-effective solar integration, cost-saving measures by optimizing solar panel investment is also explored. Leveraging the Gonen geothermal well allowed us to reduce the overall system cost while maintaining performance. In order to prevent such cases, other heat sources (solar and geothermal heat sources) are utilized. The point in our study is the reduction of solar heat energy source, which is costly to use.

As it is obviously seen in the Figure 3.15 that the majority of the total cost is the solar heat energy source. In our study; the type of solar collectors is "parabolic trough collectors" and there are 2 solar collectors.

Considering all the parameters we evaluated R1233zd is the most suitable fluid for this ORC. R1233zd has the highest thermal and second law efficiency besides the reasonable cost. This makes this fluid is the optimal choice for both performance and long-term financial benefits. Apart from thermodynamic and financial reasons, the environmental effects of this fluid is also appropriate. It has low global warming and ozone depletion potential, it does not last long in nature when it is compared to other fluids.

This study opens avenues for further research. Future investigations could focus on long-term system monitoring, reliability assessments, and additional cost optimization strategies to refine the system. Moreover, these multigeneration system will assist other system designers and this dissertation should prove a useful tool for future research. This thesis is expected to serve as a valuable resource for future work.

SYMBOLS

°C or K	Degree celsius or kelvin
C	Heat capacity [kJ/Kg K]
$\dot{E}x$	Exergy rate (kW)
Ex	Specific exergy (kJ/kg)
g	Acceleration due to gravity [m/s2]
h	Specific enthalpy (kJ/kg)
$\dot{m}$	Mass flow rate (kg/s)
$\dot{Q}$	Heat rate (kW)

Rg	Gas constant
s	Specific entropy (kJ/kgK)
T	Temperature [°C]
$\dot{W}$	Work rate (kW)
x	Vapour quality
V	Velocity [m/s]
t	Time (s)
η	System efficiency
ηt	Turbine efficiency
ηp	Pump efficiency
ηg	Generator efficiency
ηcol	Collector efficiency
Qeva	Evaporator heat capacity
Qcol	Collector heat capacity
Ẇt	Turbine work
Ẇp	Pump work
MWe	Megawatt-electric
MWh	Megawatt-hour
kWe	Kilowatt-electric
kWh	Kilowatt-hour

Greek Symbols

η	Energy efficiency
ψ	Exergy efficiency

VI. REFERENCES

[1] Boydak O., 2024, "Thermoeconomic And Exergetic Analysis Of Multigeneration Hybrid ORC System Design In Gonen", Doctorate Thesis, Marmara University, Istanbul, Turkey

[2] Pang T., Gao L., Wu W., Chi F. (2024) Eco-friendly multi-heat recovery applied to an innovative integration of flue gas-driven multigeneration process and geothermal power plant: Feasibility characterization from thermo-economic-environmental aspect, Journal of Cleaner Production, 449, 141750

[3] Tiktas A. 2024, Güneş enerjisi, organik Rankine çevrimi ve absorpsiyon etkisi destekli özgün bir kojenerasyon sistemin tasarımı, simülasyonu ve performans değerlendirmesi, Doctorate Thesis, Ege University, Izmir, Turkey

[4] Dincer, I. Bicer, Y. 2020. "Integration of renewable energy systems for multigeneration", Integrated Energy Systems for Multigeneration

[5] Yue C., You F., Huang Y., 2016. "Thermal and economic analysis of an energy system of an ORC coupled with vehicle air conditioning", International Journal of Refrigeration, 64, 152–167

[6] O. Boydak, I. Ekmekci, M. Yilmaz, 2022, A Thermodynamic Analysis And Comparison Of An Organic Rankine Cycled (ORC) System With Six Different Wet, Dry And Isentropic Working Fluids, Journal of New Results in Engineering and Natural Sciences, 1-8.

[7] O. Boydak, I. Ekmekci, M. Yilmaz, H. Koten, 2018, Thermodynamic investigation of organic Rankine cycle energy recovery system and recent studies, Thermal science 22 (6 Part A), 2679-2690

[8] Dincer I., Rosen M. A. 2011, Thermal energy storage: systems and applications, Wiley Publishers

[9] Mohammadi K., Khanmohammadi S., Khorasanizadeh H., Powell K. 2020. "A comprehensive review of solar only and hybrid solar driven multigeneration systems: Classifications, benefits, design and prospective", Applied Energy 268, 114940

[10] Lykas P., Georgousis N., Bellos E., Tzivanidis C. 2023 "A comprehensive review of solar-driven multigeneration systems with hydrogen production", International Journal of Hydrogen Energy 48, 2, 437-477

[11] Calise F., d'Accadia M. D., Macaluso A., Piacentino A., Vanoli L. 2016, Exergetic and exergoeconomic analysis of a novel hybrid solar–geothermal polygeneration system producing energy and water, Energy Conversion and Management, vol. 115, pp. 200-220

[12] Mukhtar M., Adebayo V., Yimen N., Bamisile O., Osei-Mensah E., Adun H., Zhang Q. and Luo G. "Towards Global Cleaner Energy and Hydrogen Production: A Review and Application ORC Integrality with Multigeneration Systems", Sustainability 2022, 14(9), 5415

[13] Hassan A. A., Elwardany A., Ookawara S., Ahmed M., El-Sharkawy I. I. 2020. "Integrated adsorption-based multigeneration systems: A critical review and future trends", International Journal of Refrigeration 116, 129-145

[14] Khosravi N. and Aydin D., Energetic and exergetic analysis of a novel geothermal driven multi-generation system using n-pentane as working fluid, International Journal of Exergy vol. 33, no. 3, pp 263-283

[15] Rahbari H. R., Mandø M., Arabkoohsar A. 2023. "A review study of various High-Temperature thermodynamic cycles for multigeneration applications", Sustainable Energy Technologies and Assessments 57, 103286

[16] Mahmoudan A., Esmaeilion F.,Hoseinzadeh S., Soltani M., Ahmadi P. , Rosen M. (2022) A geothermal and solar-based multigeneration system integrated with a TEG unit: Development, 3E analyses, and multi-objective optimization, Applied Energy, 308, 118399

[17] Azizi N., Esmaeilion F., Moosavian S., Yaghoubirad M., Ahmadi A., Aliehyaei M., Soltani M. 2022, Critical review of multigeneration system powered by geothermal energy resource from the

energy, exergy, and economic point of views, 4859-4889

[18] Islam S., Dincer I. 2017, Development, analysis and performance assessment of a combined solar and geothermal energy-based integrated system for multigeneration Solar Energy 147(1):328-343

[19] Hajabdollahi H., Saleh A., Dehaj M. S., 2024, A multi-generation system based on geothermal driven: energy, exergy, economic and exergoenvironmental (4E) analysis for combined power, freshwater, hydrogen, oxygen, and heating production, Environment, Development and Sustainability, vol. 26, pp. 26415–26447

[20] Karellas S., Braimakis K., 2016. "Energy–exergy analysis and economic investigation of a cogeneration and trigeneration ORC–VCC hybrid system utilizing biomass fuel and solar power", Energy Conversion and Management, 107, 103–113

[21] Maali R., Khir T, Arici M. (2023) Energy and exergy optimization of a combined solar/geothermal organic Rankine cycle power, Journal of Central South University, 30, 3601–3616

[22] Aryanfar Y., El Haj Assad M., Khosravi A., Atiqure R. S. M., Sharma S., A. J. L. García, Alayi R. 2022, Energy, exergy and economic analysis of combined solar ORC-VCC power plant, International Journal of Low-Carbon Technologies, 17, 196–205

[23] Yang K., He Y., Du N., Yan P., Zhu N., Chen Y., Wang J., Lund P. D. 2024, Energy, vol. 301, 131605

[24] Longo G. A., Mancin S., Righetti G., Zilio C., Brown J. S. 2020, Assessment of the low-GWP refrigerants R600a, R1234ze(Z) and R1233zd(E) for heat pump and organic Rankine cycle applications, Applied Thermal Engineering, vol. 167, 114804

[25] J. Yang, Z. Ye, B. Yu, H. Ouyang, J. Chen, Simultaneous experimental comparison of low-GWP refrigerants as drop-in replacements to R245fa for Organic Rankine cycle application: R1234ze(Z), R1233zd(E), and R1336mzz(E), Energy, volume 173, 15 April 2019, pages 721-731

[26] F. Dawo, J. Fleischmann, F. Kaufmann, C. Schifflechner, S. Eyerer, C. Wieland, H. Spliethoff, R1224yd(Z), R1233zd(E) and R1336mzz(Z) as replacements for R245fa: Experimental performance, interaction with lubricants and environmental impact, Applied Energy, volume 288, 15 April 2021, 116661

[27] Li T., Li X., Gao X., Gao H., Meng N., 2023, Geothermal power generation improvement of organic Rankine flash cycle using exergy, advanced exergy and exergoeconomic analyses, Applied Thermal Engineering, vol. 223, 120032

[28] L. Fedele, G. Lombardo, I. Greselin, D. Menegazzo and S. Bobbo, 2023, Thermophysical Properties of Low GWP Refrigerants: An Update, International Journal of Thermophysics, Int J Thermophys 44, 80

[29] K. Braimakis, S. Karellas, 2023, Exergy efficiency potential of dual-phase expansion trilateral and partial evaporation ORC with zeotropic mixtures, Energy, volume 262, Part B, 125475

[30] Jiang T., Meng X., Sun Y., Jin L., Wei Q., Wang J., Wang X., He M., 2021, Absorption behavior for R1234ze (E) and R1233zd (E) in [P66614][Cl] as working fluids in absorption refrigeration systems, International Journal of Refrigeration, vol. 131, pp. 178-185

[31] S. Eyerer, F. Dawo, J. Kaindl, C. Wieland, H. Spliethoff, Experimental investigation of modern ORC working fluids R1224yd(Z) and R1233zd(E) as replacements for R245fa, Applied Energy, volume 240, 15 April 2019, pages 946-963

[32] A. E. Elahi, T. Mahmud, M. Alam, J. Hossain, B. N. Biswas, 2022, Exergy analysis of organic Rankine cycle for waste heat recovery using low GWP refrigerants, International Journal of Thermofluids, volume 16, 100243

[33] Sami S., Gholizadeh M., Deymi-Dashtebayaz M. (2024) An applicable multi-generation system for different climates from energy, exergy, exergoeconomic, economic, and environmental (5E) perspectives, Sustainable Cities and Society, 100, 105057

[34] Sharifishourabi M., Dincer I., Mohany A. (2024) Advancing energy transition with novel biomass-solar based multigeneration energy system using hydrogen and storage options for sustainable cities, Sustainable Cities and Society, 108, 105457

[35] Meke A. S., Dincer I. (2024) Design and assessment of a novel solar-based sustainable energy system with energy storage, Journal of Energy Storage, 88

[36] Wang S., Liu C., Li Q., Liu L., Huo E. , Zhang C. (2020) Selection principle of working fluid for organic Rankine cycle based on environmental benefits and economic performance, Applied Thermal Engineering, vol. 178, 115598

[37] Braimakis K., Roumpedakis T. C., Leontaritis A. D., Karellas S. (2017) Comparison of Environmentally Friendly Working Fluids for Organic Rankine Cycles Chapter by Advances in New Heat Transfer Fluids, CRC Press, p. 50

[38] Taheri M. H., Seker U., Akkurt G. G., Mohammadpourfard M. (2024) Design, evaluation, and optimization of an integrated proton exchange membrane and double flash geothermal based organic Rankine cycle multi-generation system fed by a biomass-fueled gasifier, Sustainable Cities and Society, 101, 105126

[39] Pang T., Gao L., Wu W., Chi F. (2024) Eco-friendly multi-heat recovery applied to an innovative integration of flue gas-driven multigeneration process and geothermal power plant: Feasibility characterization from thermo-economic-environmental aspect, Journal of Cleaner Production, 449, 141750

[40] El-Sadi H. 2018, Using engineering equation solver (EES) to solve engineering problems in mechanical engineering, Proceedings of the ASME 2018 International Mechanical Engineering Congress and Exposition, vol. 5, Engineering Education, Pittsburgh, USA, November 9–15, 2018, V005T07A040

[41] Zhao P. 2015, A Computer Program for the Exergoeconomic Analysis of Energy Conversion Plants, Technische Universitaet Berlin, Germany, ProQuest Dissertations & Theses, 27610468

[42] Swat S. 2021, Introduction to the simulation of power plants for EBSILON® Professional Version 15, Google books

[43] Świerzewski M., Kalina J. 2019, Modelling of commercial biomass-fired orc system using ebsilon professional® software, 5th International Seminar on ORC Power Systems, September 9 - 11, 2019, Athens, Greece

[44] Somayaji, C, Mago, PJ, & Chamra, LM. (2006) Second law analysis and optimization of organic rankine cycle, Proceedings of the ASME 2006 Power Conference,. Atlanta, Georgia, USA. May 2–4, 2006. pp. 591-596

[45]http://www.turboden.eu/en/rankine/rankine-advantages.php

[46] http://www.infinityturbine.com/general-info.html

[47] Somayaji, C, Mago, PJ, & Chamra, LM. (2006) Second law analysis and optimization of organic rankine cycle, Proceedings of the ASME 2006 Power Conference, Atlanta, Georgia, USA. May 2–4, 2006. pp. 591-596

[48] Hai T., El-Shafay A. S., Chaturvedi R., Marjan R. K., Almujibah H., Rajab H., Almojil S. F., Almohana A. I. (2024) Quantitative assessment of hydrogen blending in a gas turbine-based plant for supplying residential electricity, water, and cooling load: A techno-economic-environmental optimization, Process Safety and Environmental Protection, 184, 428-444

[49] Akkurt, F. (2024). Exergoeconomic Analysis of a Solar-Geothermal Hybrid Organic Rankine System. Scientia Iranica, doi: 10.24200/sci.2024.63354.8352

LESSONS FROM CLIMATE RESPONSIVE ARCHITECTURE OF COURTYARD FOR THERMAL COMFORT IN HOT-HUMID REGION OF ADANA, TÜRKİYE

Islam ESEN*, Ahadollah AZAMI**
* Çukurova University, Faculty of Engineering, Department of Environmental Engineering, 01250 Sarıçam, ADANA
althalathini.arch.i@gmail.com
** Çukurova University, Faculty of Archıtecture, Department of Architecture, 01250 Sarıçam, ADANA
aazami@cu.edu.tr

Abstract: The courtyards have been regarded as effective passive cooling strategies in vernacular architecture, especially in hot-humid climates, and have been utilized for centuries to enhance natural ventilation in vernacular buildings. A central space is provided to circulate air, bringing fresh air into the building and displacing stale air. Furthermore, they have the ability to generate a microclimate inside the building, which can aid in controlling temperature and humidity. The study focuses on the climate-responsive design principles that are incorporated into the courtyard configurations of traditional buildings in Adana, trying to emphasize the effectiveness of using the courtyard strategy in hot-humid environments, as a design element that responds to climate for modern architecture practices. Three traditional buildings in different regions of Adana city were analyzed as case studies for this research. The climate in Adana was characterized by high temperatures and humidity, with an average of eight summer months. In summer, the average temperature is 35 celsius degrees and the humidity reaches more than 80%. The climatic analysis of the Adana region area was performed using specialized Climate Consultant software, emphasizing parameters inluding temperature, humidity, prevailing winds, solar radiation, and shading patterns. This analysis is intended to identify design strategies that Climate Consultant software suggests to make architectural solutions which are both thermally comfortable and environmentally responsive. It became apparent through the analysis of three case studies in the Adana region within results, and graphical data that courtyards can be utilized in architectural designs for many comfortable and effective design strategies. Cross-ventilation can be used to reduce the temperature degrees, and courtyards can be a key factor in the climate. The investigation also focuses on the interaction between providing window sun shading, enhancing airflow by implementing optimum natural ventilation (cross-ventilation), improving direct evaporative cooling and wind protection in the outdoor spaces, with less need to mechanical ventilation systems. The objective is to gain a better understanding of how these elements contribute to thermal comfort in this region. Based on the findings, passive design strategies inherent in vernacular architecture are of considerable importance and can serve as valuable lessons for contemporary architecture in similar climatic regions. The importance of integrating traditional ecological knowledge and modern sustainable design concepts is highlighted in this approach, as it is necessary to implement the climate-responsive designs.
Keywords: Courtyard; Passive-Cooling Strategies, Thermal Comfort; Climate-Responsive Design; Hot-Humid Climate

INTRODUCTION

Building design based on principles of architecture in harmony with the climate of each region, in addition to creating thermal comfort in building interiors, reduces fuel consumption and more important it will demonstrate a clean and green environment (Afshari, 2012). Few architectural elements are more closely associated with comfort, protection, and security than the courtyard (Keister, 2005). Courtyard typology has existed for thousands of years since Neolithic settlements. Initially used as a protective barrier against the climate, human and animal invasion, it developed as primary typology (Sthapak, Bandyopadhyay, 2014). Practical applications of indigenous solutions to environmental problems may give a material incentive to the urgent recovery of vernacular know-how (Oliver, 2007). So, vernacular buildings have become a guide for sustainable development (Khare and Sen, 2017). That why we are studying vernacular architecture. The term "vernacular architecture" denotes architectural styles that are deeply rooted in tradition and indigenous practices. It emphasizes the notion that such architecture is intrinsically tied to its geographic location and the culture of its people (Chadalavada, Myneni and Daketi, 2025). As it is clear that courtyard is an architectural element from vernacular architecture. Looser, and any area that was partially or entirely enclosed by walls or buildings could be called a courtyard (Keister, 2005).

The use of courtyards and plazas are common features in Mediterranean climates to provide a thermal refuge from the building. The affection that people have for these spaces is ignored. Also in densely built-up environments the need for natural light and ventilation becomes of primary concern (Woods, Hyde, 2013). Air temperature and humidity are really a gauge of the thermal energy and water status of the atmosphere respectively, and these are tied to the fundamental energy and water cycles of the Earth-Atmosphere system (Oke, 2002). By utilizing this specific form as part of a passive design strategy, it becomes possible to create a microclimate that can effectively regulate and optimize critical environmental variables such as air circulation, solar heat gain, thermal comfort, and moisture levels, all of which play a vital role in enhancing the overall environmental performance and sustainability of a building (Ucer, Tzortzi, Lux and Ogut, 2024). One of the most successful samples of climatic responsive architecture is traditional courtyard houses which were designed with the careful attention to the climatic requirements and socio-cultural contexts. They were responding to the most environmental challenges over a long period of time, and used various passive cooling techniques such as Showdan, Khishkhan, Shabestan, Hozkhaneh, central courtyard, wind catcher, air-vent of dome roof, etc. for improving indoor thermal comfort in the hot climate (Soflaei and Shemirani, 2016). Passive-cooling is a building design approach that focuses on heat gain control and heat dissipation in a building in order to improve the indoor thermal comfort with low or nil energy consumption (Soflaei and Shemirani, 2016). This study investigates effectiveness of courtyards in microclimate regulation in hot–humid climate, by focusing on Adana city as case study in southeastern Turkey. It is generally known by the public that "Adana's hot". However, in fact, not only temperature but also humidity is a critical factor that must be considered. Relative humidity varies very little in summer compared to winter on the Mediterranean coast. Humidity is higher in summer at many stations located in coastal areas (Kum and Çelik, 2014). Study encourages utilize of vernacular architecture elements as passive-cooling design strategies, to enhance thermal comfort, energy efficiency, and address climate change challenges effectively. Thermal comfort becomes essential for three main reasons. The first is creating a comfortable climate space for the users. The second is the minimization of consumption due to intense energy use and establishing standards for providing thermal comfort (Cilek and Uslu, 2021). Taking this into consideration, it aspires to contribute to the creation of fewer CO2 emissions, sustainable enviroments and climate responsive Designs.

METHODOLOGY

The study begins with a comprehensive literature review related to the courtyard system and its impact on the thermal comfort gain, natural ventilation, sun shading, energy efficiency with fewer CO2 emissions etc. Following that, the research reviews the local case study for three traditional buildings in Adana which is located. These strategies are tailored to address the unique social functions, distributions, architectural features, and natural factors of the courtyards, considering the constraints of heritage conservation. Finally, the study used Climate Consultant software program for the climate analysis of the Adana region, emphasizing parameters like temperature, humidity, prevailing winds, solar radiation, and shading patterns. The climate data was analyzed, and design strategies proposed by the program were discussed, then studied their integration with the courtyard strategy to achieve comfort thermal solutions.

Classification of Courtyard - an overview

Courtyard is a semi-enclosed space surrounded on all sides by walls, with an open top overlooking the functional elements of the building and connected to outside air from the top. Some of its parts may be covered which is fit for use and which can be linked to elements of the building (Dwidar and Abowardah, 2017). The courtyard became a major architectural design element almost as soon as humans began constructing permanent buildings (Keister, 2005). Courtyard housing is widely considered to be a responsive topology to low rise high-density urban housing and is an appropriate from of housing within conternporary mixed use sustainable urban development (Edwards, 2006). Scholars tell us that courtyards have been around since at least 3000 BC. The earliest civilizations in China, the Middle East, and North Africa all had courtyards. Protection was the primary function of these early courtyards, with high walls providing a shield from the weather and a barrier to marauding animals and unwanted human visitors. In later western culture, the requirements of a courtyard were loose (Keister, 2005). In the following passage Vittorio Gregotti underscores the tectonic importance of the courtyard as an architectural act par excellence: "The enclosure not only establishes a specific relationship with a specific place but is the principle by which a human group states its very relationship with nature and the cosmos. In addition, the enclosure is the form of the thing, how it presents itself to the outside world, how it reveals itself" (Edwards, 2006).

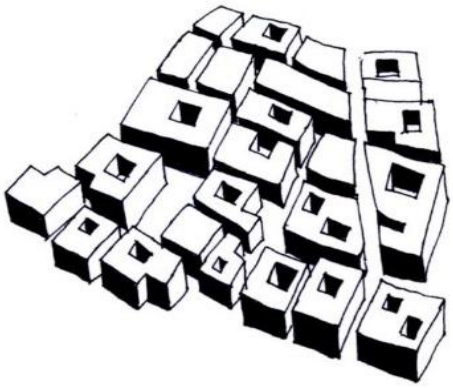


Figure 1. Traditional urban fabric based on upon courtyard housing (Edwards, 2006)

Courtyard Form and Elements

Today, defining a courtyard seems to depend on the elements it contains and the feelings it evokes rather than the architecture that surrounds it. The basic elements of a courtyard have always been water, walls, and sky combined to convey qualities of intimacy, security, and quiet (Keister, 2005). One form of courtyard is a re-entrant space. This space can be developed as a way of increasing the external wall surface area of the building through increasing the area of the external façade, thus improving the amount of light and ventilation to adjacent spaces. Smaller courtyards are called light or airshafts, depending on the function. These spaces allow light into internal spaces and facilitate air movement and ventilation to adjacent spaces (Woods, Hyde, 2013).

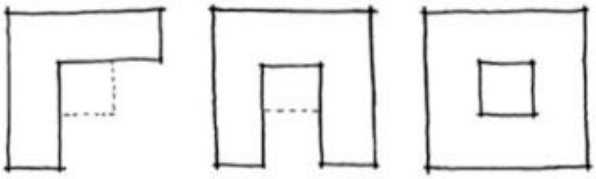


Figure 2. Strategies for courtyard design (right: fully-enclosed, middle: semi-enclosed, left: semi-open) (Woods, Hyde, 2013)

The elements of the courtyard spatial system are spaces linking the house with the road (space filter), spaces used for domestic activities and family meetings (courtyard and terraces), pathways (porticoes and galleries), and spaces for residence (rooms). All these elements are arranged around the central courtyard and correspond to an ordered sequence determined by the use of space and the need (Figure 3) (Khare, 2017).

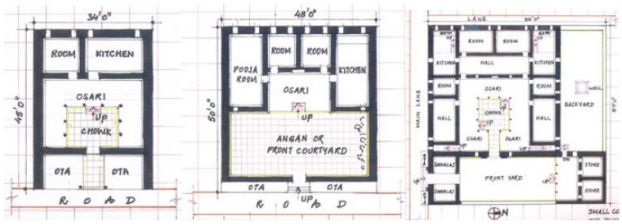


Figure 3. Trickling water from a central fountain provides a constant sound within a smaller courtyard of the Hotel Camino Real (Khare, 2017)

The courtyard is so frequently the center of orientation within a building that it naturally assumes a primary role in building circulation. In smaller courtyard buildings, it is common to have no other hallways except the Zaqqum to, and the arcades around, the courtyard. Often the stair also sits within the courtyard, and its landing can become a balcony or a stage, depending on the occasion(Reynol ds, 2002).

Implications of Courtyards

Courtyards play an important role in shaping the physical, psychological and climatic environment in the courtyard houses (Sthapak, Bandyopadhyay, 2014).

Social-cultural Implications

The primary benefit of the courtyard is a result of its inward form, which provides a sense of enclosure and privacy to the residents of the house. The court is the heart of the house, where different functions can take place during different parts of the day. This "outdoor room" can be used as an extension of the kitchen during mornings or as an extension of the living room during evenings to entertain guests. The court acts also as a space for interaction for all family members. Generally, all the rooms face the courtyard, creating a direct relationship between the inside and outside (Sthapak, Bandyopadhyay, 2014). Moreover, visual privacy in a courtyard is an important item in Islamic and Middle Eastern countries. Furthermore, the buildings or rooms around a courtyard attenuate noises from surrounding buildings or from the street. Finally, since most of openings of this building shape is from the center part, safety and security is increased (Taleghani, Tenpierik and Dobbelsteen, 2012).

Religious Implications

The courtyard is both symbolically and religiously significant. This open-to-sky yet enclosed space within the surrounding walls of a house has been considered as a spatial symbol of inwardness and femininity in the house. Courtyards have been accepted as a secular form in almost all the religions of the world. Most Hindu courtyards are distinguished by the placement of a Tulasi (basil) plant which is watered and worshipped. The most universal religious application of the open courtyard is perhaps congregation for religious festivals (Sthapak, Bandyopadhyay, 2014).

Economic Implications

Some financial benefits are closely associated with the courtyard form and construction. Courtyard house designs show efficiency in land use. when adjoining courtyard houses share walls, the cost of construction is significantly reduced. The minimization of walls also leads to fewer surfaces for either heat gain or heat loss, which may help in economizing the cooling load inside

the house. Another financially beneficial aspect of the courtyard form is its generally flexible interior spaces. In courtyard houses, each room can be modified into serving multiple purposes. This helps the easy adaptability of new functions for the courtyard house (Sthapak, Bandyopadhyay, 2014).

Climatic Implications

Architecturally a courtyard is better. It draws in cool air, which is useful in the hot and humid climate (Myneni, 2013). The courtyard acts like a cool air reservoir especially in hot-arid climates where clear sky conditions favor the heat radiation property of surface materials. This helps in maintaining lower temperatures in the court. It also moderates the extreme effects of the hot summers and freezing winters (Sthapak, Bandyopadhyay, 2014). Characteristics of courtyards in these climates are different in terms of the following criteria (Taleghani, Tenpierik and Dobbelsteen, 2012):

Courtyard Configuration

Since a courtyard can be a source of natural heating, cooling, ventilating and lighting, it is important to know the optimum shape and dimensions of the courtyard. The lengths of different facades of the building result from the dimensions of the courtyard (Taleghani, Tenpierik and Dobbelsteen, 2012). Use of light-colored highly reflective surface materials in courts help to bring more daylight into surrounding rooms (Sthapak, Bandyopadhyay, 2014). Due to the air convention property, warm air is less dense than cool air which will rise, and cooler air replaces hot air from other openings generating a continuous air current (Khare, 2017). Courtyard can control temperature, daylight and air movement in the rooms around it. Orientation, depth, height all are critical attributes to achieve the same. The air movement into a building affects the thermal comfort of occupants and influences heat gain or loss through its envelope. Airflow and natural ventilation through buildings can be achieved in two ways (Sthapak, Bandyopadhyay, 2014):

a) Temperature-generated pressure differences (stack effect): Based on the fact that hot air rises and exits through the top opening, and cool air replaces it.

b)Wind-generated pressure differences (cross-ventilation): where air travels from the openings across the space. During the day, the courtyard heats up quickly, which enhances the stack effect due to high air temperature differences. However, this happens when outside temperature is cooler than inside (Figure 4).

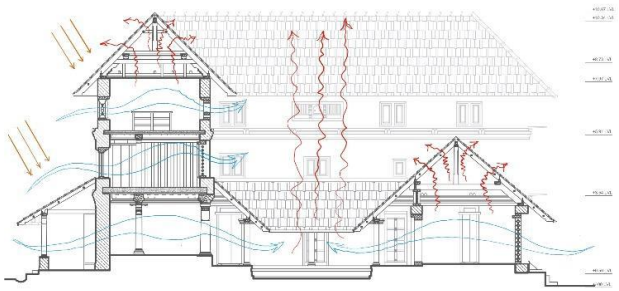


Figure 4. Air movement in Kerala courtyard houses (Shrivastava, 2024)

If a courtyard becomes too large, it begins to lose its identity as such and becomes a square or larger external space such as a park. In this case the influence of buildings on the microclimate in the space becomes less, and the microclimate is dominated by the landscape and topography of the open space. Similarly, if it is too small it can become a corridor, transforming it into a breezeway or to have the more selective function of an air and light shaft (Woods, Hyde, 2013). Only a small courtyard can be protected from the sun. This is because more shade is provided, thus reducing thermal impact. This means that a single-story dwelling cannot act as efficiently as a two-story dwelling in terms of providing shading area. It can be argued that this may adversely affect the thermal performance of the courtyard, particularly at night. This is because a smaller courtyard means a smaller "sky view factor (S.V.F)" (Figure 5) (Abdulkareem, 2016).

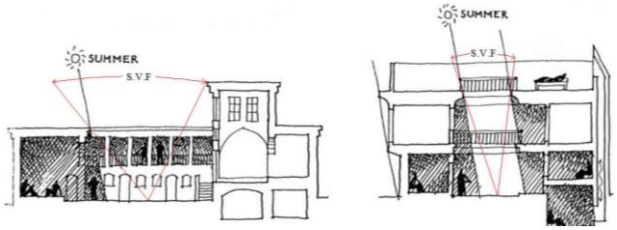


Figure 5. A comparison between single-story and two-story courtyard houses in terms of their exposure to the direct sunlight (Abdulkareem, 2016)

Natural Elements

Using natural elements is an important device to make a courtyard a more comfortable area. Natural elements such as water pools, fountains, trees, shrubs and lawns affect the microclimate of a courtyard building. These elements can on the one hand absorb, distribute or reflect solar radiation, and on the other hand cool air by evaporation or vapor-transpiration (Taleghani, Tenpierik and Dobbelsteen, 2012). Trees and plants also play a very important role in helping to induce air flow and provide shade on hotter days in courtyard houses, and water will help cool the air through evaporation and can have a calming and soothing effect (Khare, 2017). The majority of the absorbed radiant energy is consumed via 'evaporation of water from the leaves'. As a result, plants are cooled, which mitigates the ambient air temperature, and the water content in the air is increased as well (Abdulkareem, 2016).

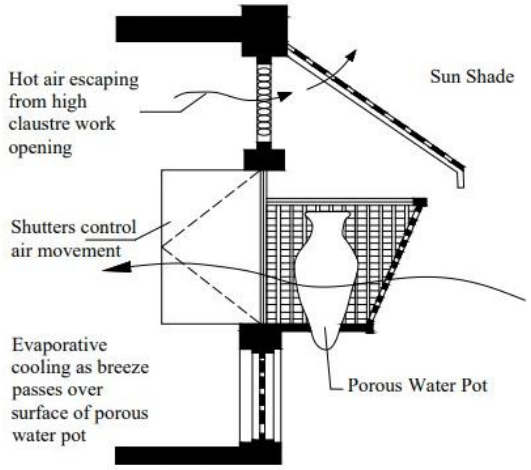


Figure 6. Section illustrates integrating window with porous water (Cain, Afshar, Norton and Daraie, 1976)

The air's velocity is controlled by the size and nature of the passageway as well as the temperature and pressure differences between the two courtyards. Water cooling storage jars if placed in this passage will add to the cooling effect of the breeze (Figure 7).
In houses where this feature is employed, the inhabitants spend the hottest hours of the summer days in this cooled space between the courtyards (Cain, Afshar, Norton and Daraie, 1976).

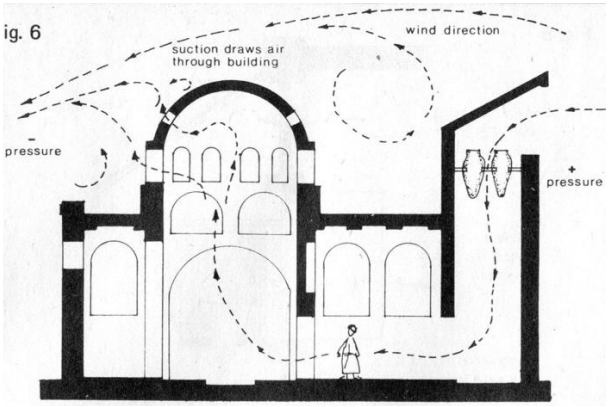


Figure 7. Air is cooled as it passes evaporative cooling jars (Cain, Afshar, Norton and Daraie, 1976)

Openings in Different Facades

A courtyard can be a source of natural lighting for the building. In this regard, the amount of sunlight on different facades of a courtyard building is related to climate and latitude. Therefore, it is important to consider the climate in which the building is located when designing the size of openings (because natural lighting also affects the indoor (visual) climate of a building and solar radiation influences heating and cooling loads). (Taleghani, Tenpierik and Dobbelsteen, 2012). The right proportions and orientation of courtyard may block higher summer sun angles while allowing lower winter sun angle (Sthapak, Bandyopadhyay, 2014).

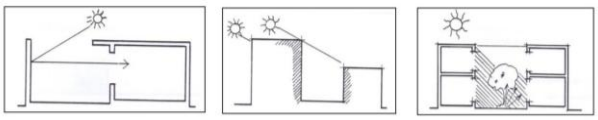


Figure 8. Right: Strengthening natural lighting through reflected solar radiation, Middle: High walls overlooking the courtyard to protect the openings from midday beams, left: Resistance of glare and dazzling inside the internal courtyard (Dwidar and Abowardah, 2017)

Thermal Comfort Analysis of Courtyard

Thermal comfort has been defined by American Society of Heating, Refrigerating and Air-Conditioning Engineers (ASHRAE) as "the condition of the mind in which satisfaction is expressed with the thermal environment" (Cho and Mohammadzadeh, 2013). Thermal neutrality for a person is defined as the condition in which the subject would prefer neither warmer nor cooler surroundings. The reason for creating thermal comfort is first and foremost to satisfy man's desire to feel thermally comfortable, in line with his desire for comfort in other directions. Man's intellectual, manual and perceptual performance is in general highest when he is in thermal comfort. (Sangkertadi and Tungka, 2008). The following variables affect the thermal comfort (Sthapak, Bandyopadhyay, 2014): activity level (heat produced in the body), thermal resistance of the clothing (clo-value), air temperature, mean radiant temperature, relative air velocity and water vapor pressure in the ambient air.

Season	Operative temperature	Acceptable range
Winter	22 °C	20 °C - 23 °C
Summer	24.5 °C	23 °C - 26 °C

Figure 9. The recommended acceptable thermal comfort conditions by ASHRAE Standard (En and Abidin, 2023).

Table 1. Factors affecting microclimate regulation(Ucer, Tzortzi, Lux & Ogut, 2024):

Anthropic Factors	Morphological	• Courtyard form • Orientation • Building height • Aspect ratio and Solar Shadow Index
	Architectural	•Materials • Window placement • Shading devices
	Enviromental	• Materials • Vegetation • Water elements
Natural Factors	Enviromental	• Air temperature • Humidity • Natural ventilation • Solar radiation

Aspect Ratio (AR) is defined as the degree of openness to sky, see Eqation(1). Therefore, the greater the aspect ratio, the more exposed the courtyard is to the sky. The

wide and shallow courtyard (high aspect ratio), it performs as sun collector. The narrow and deep courtyard (low aspect ratio), performs as a sun protector(Reynolds, 2002). So, this ratio affects the amount of heat gain or loss, ventilation needs, andinsulation requirements, making it an important consideration when designing energy efficient buildings (Ucer, Tzortzi, Lux & Ogut, 2024). The Solar Shadow Index (SSI) is another factor which deals with winter sun exposure, see Equation(2). The greater the solar shadow index, the deeper the wall formed by the courtyard and thus the less winter sun reaches the floor or the south wall(Reynolds, 2002).

$$AR = \frac{Area \cdot of \cdot courtyard \cdot floor}{\left(Ave \cdot height \cdot of \cdot surrouding \cdot wall\right)^2} \quad (1)$$

$$SSI = \frac{South \cdot Wall \cdot Height}{North \cdot South \cdot Floor \cdot Width} \quad (2)$$

Passive Heating and Cooling

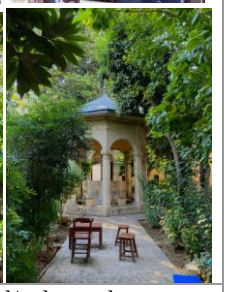
Traditional residences utilized various passive techniques to enhance thermal comfort and natural lighting. For thermal comfort, key strategies included courtyards, high ceilings, shaded verandas, cross-ventilation, and breathable materials like lime plaster and clay tiles (Chadalavada, Myneni and Daketi, 2025). Thermal comfort theory is directly linked with the effectiveness of passive cooling systems can be applied to modern residential building envelopes in order to diminish indoor air ambient temperatures in the summer (Bema and Ozarisoy, 2023). Passive evaporative cooling systems can mostly be found in hot–dry and hot–humid climate regions of the world. This is a traditional Middle Eastern building-system pattern is often applied to residential buildings in order to optimize indoor thermal comfort under severe summer temperature conditions (Bema and Ozarisoy, 2023). For natural lighting, features such as large windows, skylights, and open floor plans ensured sufficient daylight penetration, minimizing the need for artificial lighting (Chadalavada, Myneni and Daketi, 2025). The key to designing a passive building is by taking advantage of the local climate (micro-climate) and therefore, climate characteristics and classification can help with identifying approaches as early as site planning and analysis (Altan, Hajibandeh, Aoul and Deep, 2016).

Local Case Studies (Traditional Building in Adana City)

Vernacular architecture comprises homes and structures constructed using traditional technologies that harmonize with the local environment and available resources (Chadalavada, Myneni and Daketi, 2025). The courtyard is one important solution used in hot and arid climates to create a pleasant and comfortable outdoor space (Taleghani, Tenpierik and Dobbelsteen, 2012). Adana city, selected as the study area which is located between 37.01° north and 35.18° east in the southern part of Turkiye (Cilek and Uslu, 2022). Adana, the sixth largest and most developed city in Turkiye (Doygun, 2005). The case studies are located in the Mediterranean region between 36.5°–38.25° north latitudes and 34.48°-36.41°east longitudes and the region climate are known by hot-humid climate having very hot and dry summers and warm and rainy winters (Şimşek, and Şenyiğit, 2020). Three traditional building in Adana city are selected selected to study are: Saat Kulesi Surroundings Buildings, Ablution Area (Şadırvan) of Ulu Camii and Kozan Houses (Arıkan Mansion). It is not just about preserving traditional methods but understanding how passive design strategies can be adapted for contemporary needs (Chadalavada, Myneni and Daketi, 2025). Through time, humans understood how to control solar radiation and protect the house from hot weather and provide a certain level of coolness. Using optimized dimensions and natural elements like trees and a water pool helped to increase shading and evaporative cooling (Taleghani, Tenpierik and Dobbelsteen, 2012).

Table 2. Observation on the (physical, environmental characteristics, climate responsiveness & thermal comfort and climate benefits) of the selected courtyards:

Case Study 1: Saat Kulesi (Surroundings Buildings)	
Pictures	
Building Form	Rectangular/ Open space
Building Use	Commercial/ Public
Orientation	Varies, mixed outer spaces
Features	The clock tower acts as a focal point and central feature.
Vegetation/ Landscaping	Primarily ornamental, Trees (lemon, orange or shading). Pedestrian walkways and open grass spaces.
Climate Responsiveness and Thermal Comfort	- Limited direct impact. -Shading around square depends entirely on adjacent building height.
Climate Benefits	Functions as a passive climate control device: - Limited unless high albedo surfaces for building in general. -Shading open spaces promote social communication. - Improve carbon footprint.
Aspect Ratio	AR= 11.65
Solar Shadow Index	SSI= 0.85

Case Study 2: Ablution Area (Şadırvan) of Ulu Camii	
Pictures	   
Building Form	Centralized octagonal/polygonal structure.
Building Use	Regional transitional/ Public
Orientation (Likely or Best)	South facing preferred with open direction . Long axis can promote airflow.
Water/ Features	Central fountain or basin with multiple spouts.
Vegetation/ Landscaping	In the center a lot of deciduous trees to control low lighting and shadow, vertical greenery on courtyard walls. Some short vegetation & flowers.
Climate Responsiveness and Thermal Comfort	-The openness allows for good natural light and ventilation. -Establishes a sensory connection to nature before prayer (sound of water, fresh air). -Encourages social interaction and a sense of community among worshippers. -Enhanced shade and evaporative cooling. -Increased green space, improved urban aesthetics and reduction in greenhouse gas.
Climate Benefits	Functions as a passive climate control device: - Reduced temperature oscillations by 4-6 degrees from ground air coupling. - Lower energy consumption (if maintained well). - Improve carbon footprint. - Contributes to a cooler, more comfortable microclimate. - Increased privacy and sense of enclosure, making the ablution area feel more distinct. -Potential for wasted water. limited biodiversity.
Aspect Ratio	AR= 30.88
Solar Shadow Index	SSI= 0.75

Case study 3: Kozan Hous (Arıkan Mansion)	
Pictures	
Building Form	Rectangular plan/ high ground connection/ multi-story.
Building Use	Historic Home/ Tourist
Orientation (Likely or Best)	South- south west side.
Water/ Features	Small pool, or water basins and flowers plants within the courtyard.
Vegetation/ Landscaping	Lush plants, Trees (such as fruit, flowers or shaded species), and ornamental landscaping.
Climate Responsiveness and Thermal Comfort	-The mansion is typically oriented to maximize shade and ventilation. The dominant wind directions in Adana influence the orientation to facilitate cross-breezes. - small pool aids evaporative cooling. -Landscaping enhances visual appeal and creates a cooling microclimate, reducing ambient temperatures and providing a peaceful retreat. -The structure's orientation minimizes exposure to harsh
Climate Benefits	Creating a more comfortable microclimate: -Summer: The shaded courtyard, along with water features and greenery, lowers the local temperature, providing a cooler outdoor and indoor environment. -Winter: The courtyard still allows sunlight penetration, especially if oriented properly, helping to warm the interior spaces passively during cooler months. -Humidity & Air Quality: Vegetation and water features contribute to maintaining humidity and improving air quality.
Aspect Ratio	AR= 28
Solar Shadow Index	SSI= 0.4

The aim of this methodological approach was to enable a nuanced exploration how vernacular courtyards in Adana are good elements design. At the same time, climate-

responsive and sustainable solutions in challenging climatic conditions. offering insights into the architectural adaptations necessary for mitigating the impacts of thermal extremes.

Microclimate Simulations

Since 2007, about 50% of the world's population has been living in a city, and current trends point to more than 60% by 2030 (Vega, Glaus, Hausle, ROropeza & Romero, 2013). Buildings use over 40% of this nation's energy and produce a comparable amount of greenhouse gasses. About half of this energy is used in residential buildings, of which most is used for space heating and cooling. The energy consumption of the vast majority of these "envelope dominated" buildings is determined by how well they respond to the local climate (Milne, Liggett, Benson and Bhattacharya, 2009). Considering courtyards' efficacy in microclimate regulation, the adoption of further strategies could boost their thermal performance, especially in the face of climate change (Ucer, Tzortzi and Ogut, 2024).

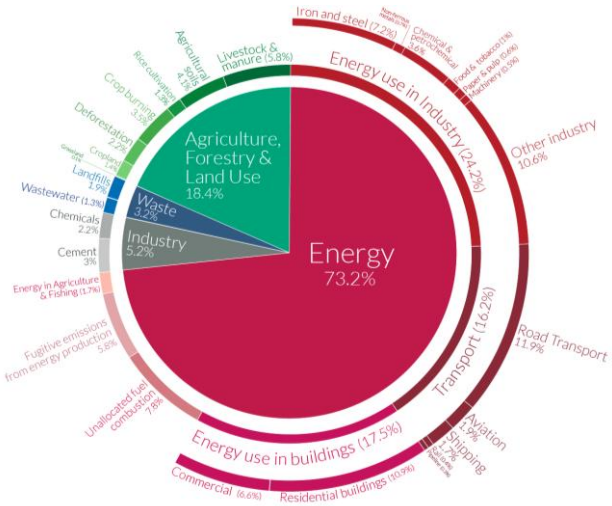


Figure 10. Acicular chart illustrating global greenhouse gas emissions by sector for 2016, provides a detailed breakdown of emissions, highlighting that energy accounts for the largest (Global greenhouse gas emissions by sector, 2016)

Adana Climate Analysis

Adana is a province with Mediterranean climatic characteristics. Summers in Adana are hot and dry, while Adana's winters are warm and rainy (Keleş and Kavak, 2022). In Adana city, relative humidity represented an increasing tendency through all periods of the year. however, the strongest increase trend was determined to be in summer in Adana. Due to the increase in relative humidity, it will bring about sultry weather in terms of temperature. (Kum and Çelik, 2014). In recent years, more than 100 human thermal indexes have been developed in thermal comfort studies, which include human-related elements (age, gender, metabolic rate, clothing, etc.) in addition to climatic characteristics (Cilek and Uslu, 2021). Climate analysis is used for a better understanding of the climate and to see what weather conditions the location has by looking at the average daily temperature, weather events, and other features such as humidity and pressure (Keleş and Kavak, 2022).

In recent years, developing heat stress mitigation strategies in urban areas with the help of climate software has become a top priority in climatic studies to eliminate standardization deficiency (Cilek and Uslu, 2022). To implement the passive strategies effectively, Climate Consultant Software was used in this context to study further the climatic conditions and their impact on buildings and obtain the necessary data and graphical representations of the climate (Mushtaha and Salameh, 2021). Climate Consultant Software 6.0 translates this raw climate data into dozens of meaningful graphic displays.

An integrated analysis of the different climate charts provided for Adana Region, Turkiye (Tables 3-14). It aims to identify relationships and draw overall conclusions regarding the climate and courtyard design strategies.

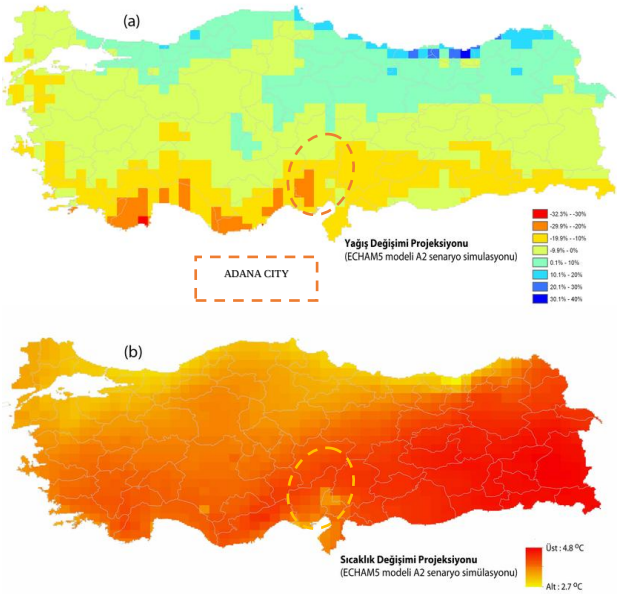
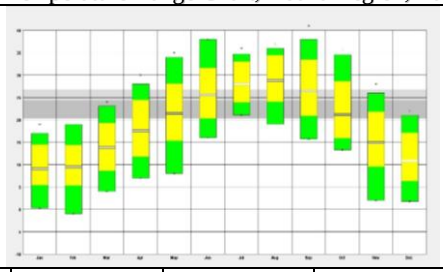


Figure 11. Precipitation (top-a) and temperature (bottom-b) change maps for Turkey with the ECHAM5 global climate model A2 scenario simulation. These changes reflect the differences in the 2070–2099 period from the 1961–1990 period (Şen, Bozkurt, Göktürk, Dündar and 2013)

PET (°C)	Thermal perception	Grade of physiological stress
<4	Very cold	Extreme cold stress
4.1 – 8.0	Cold	Strong cold stress
8.1 – 13.0	Cool	Moderate cold stress
13.1 – 18.0	Slightly cool	Slight cold stress
18.1 – 23.0	**Comfortable**	**No thermal stress**
23.1 – 29.0	Slightly warm	Slight heat stress
29.1 – 35.0	Warm	Moderate heat stress
35.1 – 41.0	Hot	Strong heat stress
>41.0	Very hot	Extreme heat stress

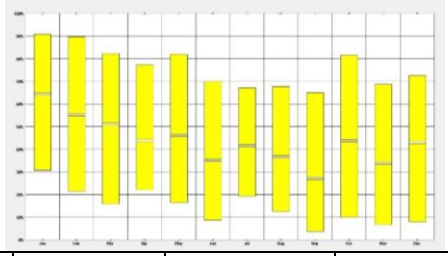
Figure 12. Physiological Equivalent Temperature (PET) thermal comfort classes and thermal perception (Cilek and Uslu, 2021)

Table 3. Temperature Range Chart, Adana Region, Turkiye



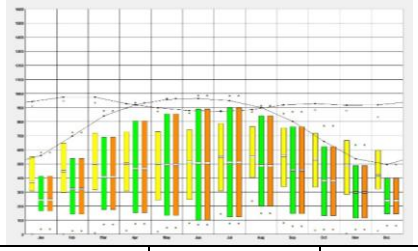
Month	Key Observations	General Design Implications	Courtyard Specific Design Implications
May-Oct.	High exceedance of comfort zone above. Hot summers.	Prioritize passive and active cooling strategies.	Orient courtyard to maximize shading during peak sun hours. Consider evaporative cooling (fountains, vegetation).
Nov.-Mar.	High exceedance of comfort zone below. Cold winters.	Prioritize passive and active heating strategies.	Orient courtyard to maximize winter solar gains. Protect courtyard from prevailing winds

Table 4. Sky Cover Range Chart, Adana Region, Turkiye



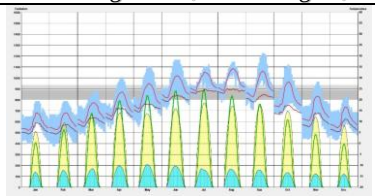
Month	Key Observations	General Design Implications	Courtyard Specific Design Implications
Dec.-Feb.	High Cloud Cover. Reduces solar gains significantly	Reliant on solar energy during winter. Use shading in transition month.	Maximize courtyard dimensions to capture more diffuse daylight. Select light-colored materials to maximize reflectivity.
Jun-Aug.	Low Cloud Cover. High solar radiation.	Shade to prevent overheating.	Effective Shading devices is required.

Table 5. Radiation Range Chart, Adana Region, Turkiye



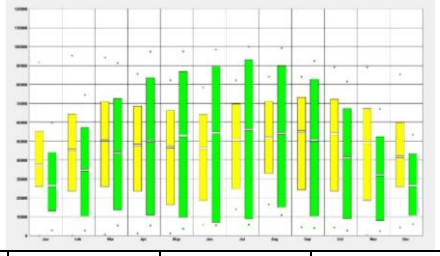
Month	Key Observations	General Design Implications	Courtyard Specific Design Implications
May-Aug	High Direct Normal and Global Horizontal Radiation. Strong solar heat.	Implement external shading devices, high thermal mass, and reflective surfaces to minimize overheating. Consider solar energy production.	Design courtyard geometry and orientation to minimize direct solar penetration during summer. Incorporate vegetation and water features for evaporative cooling.
Dec-Feb	Low Direct Normal and Global Horizontal Radiation. Low solar heat gains.	Maximize solar gains on south-facing facades with minimal shading. Use high-performance insulation to reduce heat loss.	Design courtyard to act as a solar trap, maximizing winter solar gains to warm the surrounding building.

Table 6. Diurnal Average Chart, Adana Region, Turkiye



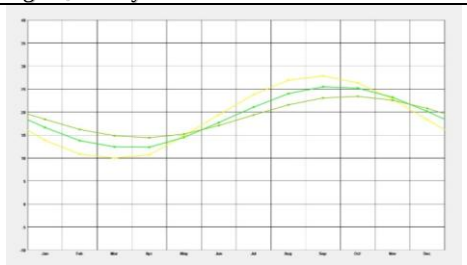
Month	Key Observations	General Design Implications	Courtyard Specific Design Implications
Jun.-Aug.	Significant temperature swing; high solar radiation during the day.	Utilize thermal mass to absorb heat during the day and release it at night. Focus on shading strategies to block direct solar radiation during peak hours.	Size and shape the courtyard so as to be able to create a cool breeze during summer nights that is collected over water and passed through the courtyard, with dense vegetation to improve evaporation.
Nov.-Mar.	Limited solar radiation. Larger diurnal temperature range.	Prioritize heat retention. Maximize solar gains when available during the day and minimize heat loss at night.	Plant deciduous trees strategically to maximize low sun in winter, but provide for summer shade

Table 7. Illumination Range Chart, Adana Region, Turkiye



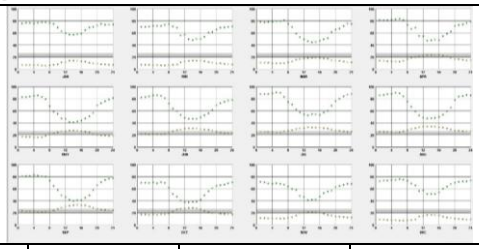
Month	Key Observations	General Design Implications	Courtyard Specific Design Implications
May-Aug	High Direct Normal and Global Horizontal Illumination. Abundant daylight.	Design for daylighting, but with careful control of glare and solar heat gain.	Use reflective materials on courtyard surfaces to bounce light into adjacent spaces. Provide shading elements (pergolas, screens) over part of the courtyard to control glare.
Dec-Feb	Low Direct Normal and Global Horizontal Illumination Limited daylight.	Supplement with artificial lighting; consider maximizing winter solar gains on south facade	Reflective courtyard surfaces can help amplify available daylight. Use light-colored paving materials.

Table 8. Ground Temperature (Monthly Average) Chart, Adana Region, Turkiye



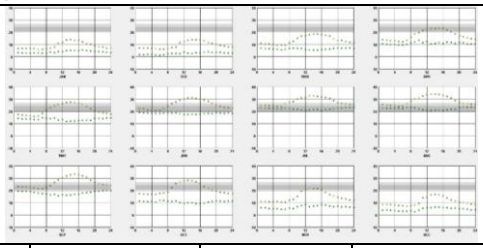
Month	Key Observations	General Design Implications	Courtyard Specific Design Implications
-	Min in Jan, and Feb max in Aug and Sep, 1-2 degree different	Use to heat at ground- air coupling for Jan to Apr	Ground-air coupling at courtyard to make it warmer at winter and cooler at summer

Table 9. Dry Bulb x Relative Humidity Chart, Adana Region, Turkiye



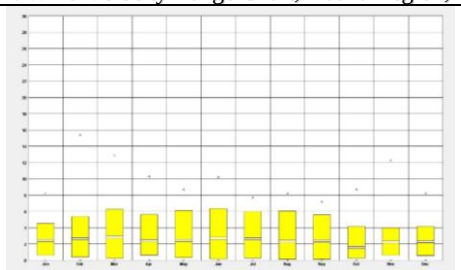
Month	Key Observations	General Design Implications	Courtyard Specific Design Implications
Jul-Aug	Low Humidity	High heat load for human. Use cooling load design.	Consider water pool in the courtyard for direct cooling and evaporation.

Table 10. Dry Bulb x Dew Point Chart, Adana Region, Turkiye



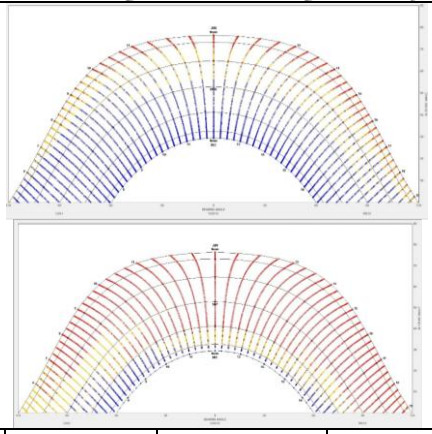
Month	Key Observations	General Design Implications	Courtyard Specific Design Implications
July-Aug.	Dry Bulb above comfort zone. Dew point mostly with in comfort zone	High heat load for human. Use cooling load design.	Consider water pool in the courtyard for direct cooling and evaporation.

Table 11. Wind Velocity Range Chart, Adana Region, Turkiye



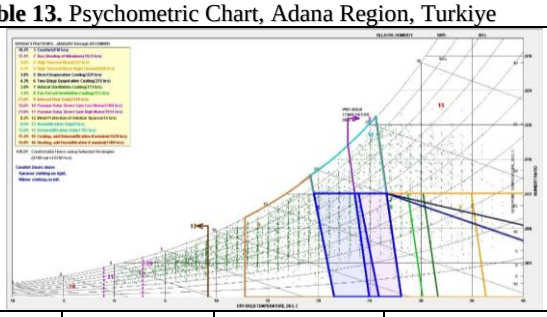
Month	Key Observations	General Design Implications	Courtyard Specific Design Implications
Apr-Sep	Moderate wind speeds (3-6 m/s).	Encourage natural ventilation.	Orient courtyard to capture prevailing summer breezes for natural ventilation.
Oct-Mar	Lower wind speeds (2-4 m/s).	Provide passive heating. Windbreak the courtyard during winter.	Design to minimize drafts and cold air penetration during the colder months. Strategically utilize vegetation or solid barriers as windbreaks.

Table 12. Sun Shading Chart, Adana Region, Turkiye



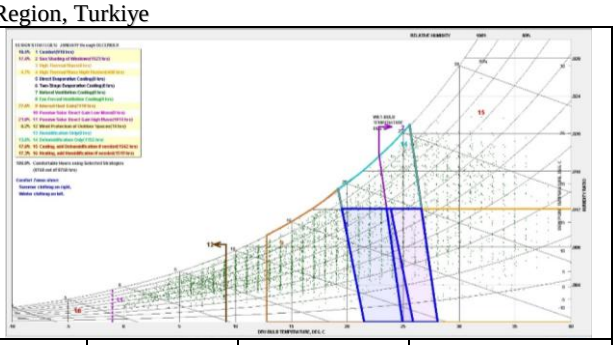
Month	Key Observations	General Design Implications	Courtyard Specific Design Implications
Nov-Mar	0 hours in shade and expose	no shadow for South Window.	Courtyard walls should reflect sun heat for high temp heat at the winter nights.
Jun-Aug	8 hours in Need for sun shading.	effective South Window shading.	Landscape with deciduous trees that provide shade in summer and allow sunlight in winter. Consider a retractable roof or awning for controlling shading.

Table 13. Psychometric Chart, Adana Region, Turkiye



Month	Key Observations	General Design Implications	Courtyard Specific Design Implications
All Year	The most effective passive design strategies for Adana are (based on visible chart dominance: 1. Comfort (916 hrs) 2. Sun Shading of Windows(1523 hrs).	The data points clusters mainly at heating and natural ventilation needs with less cooling hours and the courtyard should be a mix of shading and natural cooling .	Focus on implementing a combination of strategies that can shift more hours into the comfort zone (internal Heat Gain, Passive solar direct gain), such that natural ventilation/ cooling and shading/window heat transfer is less required.

Table 14. Psychometric Chart (Best design strategies, Adana Region, Turkiye



Month	Key Observations	General Design Implications	Courtyard Specific Design Implications
All Year	Main Needs Internal Heat Gain (27.9%), Passive Solar Direct Gain High Mass (21.8%), Sun Shading of Windows (17.4%), Heating, and Humidification if needed (17.6%)	Shift more hours into the comfort zone (internal Heat Gain, Passive solar direct gain), such that natural ventilation/ cooling and shading/window heat transfer is less required.	Courtyard Integration Court yard to balance shading, natural cooling/ventilation, thermal mass, and solar gains (when needed). Deciduous trees are important for seasonal sun control. The addition of evaporative cooling strategies may make cooling methods with courtyard to improve .

RESULTS AND DISCUSSION

Based on the consolidated analysis focusing on Adana-Şakirpaşa's.AP climate and integrating the psychometric chart's findings, here's we can summarize the most important results about the effective integration of psychometric chart's design strategies with the courtyard strategy considerations, in building design in Adana city to achieve comfort thermal solutions:

A) Climate-Responsive Courtyard Geometry and Orientation:

It having high Physiological Equivalent Temperature (PET), it should be brought to optimum conditions by developing improvement scenarios (vegetation, shading elements, albedo) in line with the design principles to improve thermal comfort (Cilek and Uslu, 2021). So, It should be taken some considerations:

- Maximize Winter Solar Gain and Minimize Summer Solar Gain by: south-facing orientation, courtyard depth, implement shading strategies like overhangs, awnings, pergolas, and trellises along the courtyard perimeter, particularly on the south-facing side. It has been revealed that the most important feature in providing thermal comfort is creating shadows (Cilek and Uslu, 2021), and last Courtyard Height-to-Width Ratio by Consider a taller courtyard with a narrower width to provide more shade during peak summer months.

- Optimize for Natural Ventilation: improving air quality will reduce the costs of treatment from different diseases by absorbing pollutants (Abdeen and Rafaat, 2024). So that , analyze wind direction and inlet/Outlet Openings to create a pressure differential and facilitate airflow.

B) Material Selection for Optimal Thermal Performance
The thermal performance of building envelopes in a tropical climate is profoundly influenced by the amount of solar radiation absorbed and transmitted through openings. Consequently, building envelope designs must be thoughtfully considered to assess energy efficiency during the design process (Shrivastava, 2024).

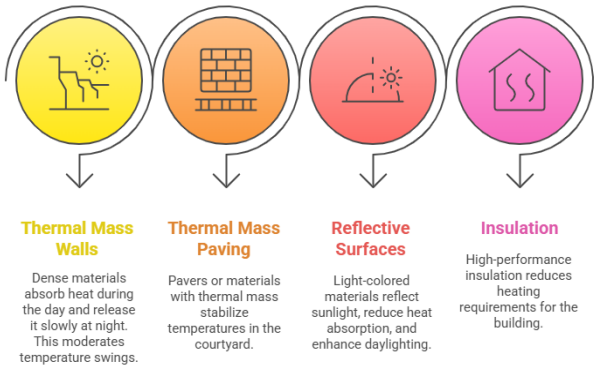


Figure 13. Material Considerations of Courtyard (researcher using Napkin.ai)

C) Vegetation and Water Feature Integration:
The natural elements within courtyard found that increase the thermal comfort, and have potential to reproduction environment benefits, as an, example shrubs, trees and flower plant by shaded areas, which sit up by (Abass, Ismail and Solla, 2016).

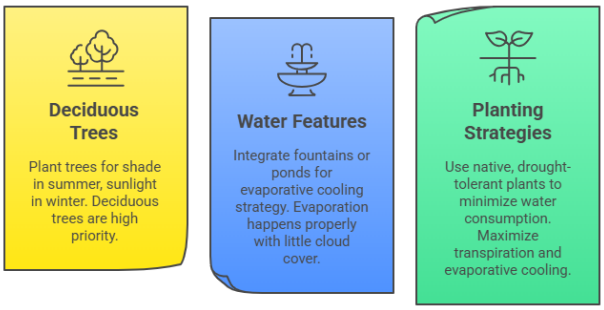


Figure 14. Material Considerations of Courtyard (researchers using Napkin.ai)

D) Building Design Integration with the Courtyard:
To maximize the effectiveness of the courtyard during pre-design phase, these considerations should be taken into account:
- Connect interior spaces to the courtyard by Orienting primary living spaces and gathering areas towards the courtyard to maximize views, daylighting, and access to natural ventilation.
- Thermal Buffer Zones: use less frequently occupied spaces (storage, corridors) as thermal buffer zones along the exterior walls of the building to insulate the interior from extreme temperatures.
- Night Flushing: design the building to allow for "night flushing", opening windows and vents at night to purge warm air and cool the building's thermal mass.
- Air-Ground Coupling: utilizing geothermal strategy for heat at the ground air coupling, the ground will be warmer at winter and cooler at summer
By integrating these strategies, the courtyard can become a central element in a climate-responsive building design that significantly enhances thermal comfort, reduces energy consumption, and creates a more sustainable environment in Adana city. People who are living in the regions under the hot and humid climate since very long time ago were progressively succeed to control this climate condition using their traditional architecture solution (Sangkertadi and Tungka, 2008). So, vernacular buildings have become a guide for sustainable development. For designing buildings for sustainable development in the present era and future world (Khare and Sen, 2017).

CONCLUSION

This paper demonstrates the element and form of courtyards to understand the impact of courtyard in building design. On the other hand, addresses the microclimate regulation potential of courtyards in hot–humid climate, like the city of Adana, Turkiye. The existing literature underscores the effectiveness of courtyards as a passive-cooling design elements, which helps to reduce the energy consumption and provide thermal comfort to building occupants. Adding to the aesthetic values of the courtyard design, through which multiple social rituals can be practiced. Therefore, courtyards realize environmental, economic, social and health great benefits. The findings shown that the courtyards around the world have similar form and elements, only the attributes are varied from regions to other due to the climatic characteristic of different regions. So that, the study demonstrates the effectiveness of using updated climate analysis software in effective sustainable environmental design, to advance microclimate analysis. By using Climate Consultant Software to analyses the local climate of Adana city, important climate data was given. Then the performance and adaptability of courtyards can be significantly improved, contributing to the resilience of buildings in response to climate changes. Nevertheless, there remains a paucity of research on optimizing their performance under evolving climatic conditions and utilizing advanced simulation tools like Climate Consultant software. The analysis of the three case studies in Adana city proved that the courtyard is an architectural element of vernacular architecture, that was prevalent in the design of hot climate city. It also proved to be effective in providing cross-ventilation, thermally comfortable and for shaded spaces for community activities. Finally, based on discussing results and studding the integration of climate analysis with courtyard strategies to achieve thermal solutions, it turns out that courtyards have been used as a passive element since ancient times, as they

were effective strategy to natural ventilation (cross-ventilation) inside spaces in hot regions. And the effectiveness of courtyards in achieving thermal comfort the adverse effects (e.g., excessive solar radiation, high temperatures, humidity, wind exposure) can be enhanced in sustainable contemporary architecture. 'Courtyard planning will remain a major design tool for architects and designers that enables them to link the present with history in uninterrupted continuity.' *Suha Özkan, Secretary General, The Aga Khan Award for Architecture*. Furthermore, while this study primarily addresses demonstrating the effectiveness of courtyards as a passive-cooling strategy in hot-humid climate for thermal comfort, it opens the door for future research to investigate on how courtyards can be developed architecturally to enhance their effectiveness in adapting to climate changes and temperature increases. Understanding how courtyards can be used as a passive-strategy in modern architectural in hot-humid regions, will have a future impacts on thermal comfort, high energy efficiency and reducing carbon emissions, leading to a sustainable and clean environment buildings.

REFERENCES

Abass, F., Ismail, L. H., & Solla, M. (2016). A review of courtyard house: history evolution forms, and functions. *ARPN Journal of Engineering and Applied Sciences*, *11*(4), 2557-2563.

Abdeen, N., & Rafaat, T. (2024). Assessing vertical green walls for indoor corridors in educational buildings and its impact outdoor: A field study at the universities of Canada in Egypt. *Results in Engineering*, *21*, 101838.

Abdulkareem, H. A. (2016). Thermal comfort through the microclimates of the courtyard. A critical review of the middle-eastern courtyard house as a climatic response. *Procedia-Social and Behavioral Sciences*, *216*, 662-674.

Afshari, H. (2012). Design fundamentals in the hot and humid climate of Iran: the case of Khoramshahr.

Altan, Hasim, Mona Hajibandeh, K. Tabet Aoul, and Akash Deep. *Passive Design. In 209-236*. 2016.

Bema, N., & Ozarisoy, B. (2023). Investigation of ASHRAE Global Thermal Comfort Database II and its Impact on the Development of Effective Passive Design Systems.

Cain, A., Afshar, F., Norton, J., & Daraie, M. R. (1976). Traditional cooling systems in the Third World. *The ecologist*, *6*(2), 60-64.

Chadalavada, K., Myneni, K. K., & Daketi, S. (2025). Thermal comfort and daylight assessment of vernacular house in Amaravati, Andhra Pradesh. *Indian Journal of Traditional Knowledge (IJTK)*, *24*(6), 585-594.

Cho, S., & Mohammadzadeh, N. (2013, August). Thermal comfort analysis of a traditional Iranian courtyard for the design of sustainable residential buildings. In *Building Simulation 2013* (Vol. 13, pp. 2326-2333). IBPSA.

Cilek, M. U., & Uslu, C. (2021). The thermal comfort of local climate zone: In the case of hot-humid Adana city. *Int. J. Eng. Res. Appl*, *11*, 37-44.

Cilek, M. U., & Uslu, C. (2022). Modeling the relationship between the geometric characteristics of urban green spaces and thermal comfort: The case of Adana city. *Sustainable Cities and Society*, *79*, 103748.

Doygun, H. (2005). Urban development in Adana, Turkey, and its environmental consequences. *International journal of environmental studies*, *62*(4), 391-401.

Dwidar, S., & Abowardah, E. M. A. N. (2017). Internal Courtyards One of the Vocabularies of Residential Heritage Architecture and Its Importance in Building Contemporary National Identity. *Istanbul, Turkey*.

Edwards, B. (Ed.). (2006). *Courtyard housing: past, present and future*. Taylor & Francis.

En, J. T. Y., & Abidin, W. A. Z. (2023). Thermal comfort analysis on the residential buildings in sarawak. *KnE Social Sciences*, 222-238.

Global greenhouse gas emissions by sector (2016). https://www.researchgate.net/figure/Global-greenhouse-gas-emissions-by-sector-2016_fig1_354859914.

Keister, D. (2005). *Courtyards: Intimate outdoor spaces*. Gibbs Smith.

Keleş, M. K., & Kavak, E. (2022). Climate analysis and weather forecasting with data mining: the case of Adana province in Turkey. *Curr Trends Nat Sci*, *11*(21), 304-314.

Khare, A., & Sen, J. (Eds.). (2017). Understanding Built Environment: Proceedings of the National Conference on Sustainable Built Environment 2015. Springer.

Kum, G., & Çelik, M. A. (2014). Impacts of global climate change on the Mediterranean Region: Adana as a case study. *Procedia-Social and Behavioral Sciences*, *120*, 600-608.

Milne, M., Liggett, R., Benson, A., & Bhattacharya, Y. (2009, May). Climate Consultant 4.0 develops design guidelines for each unique climate. In *American Solar Energy Society Meeting*.

Mushtaha, E., Salameh, T., Kharrufa, S., Mori, T., Aldawoud, A., Hamad, R., & Nemer, T. (2021). The impact of passive design strategies on cooling loads of buildings in temperate climate. *Case Studies in Thermal Engineering*, *28*, 101588.

Myneni, K. K. (2013). Courtyard as a building component; its role and application in developing a traditional built form, creating comfort; a case of Athangudi Village, India. *International Journal of Chemical, Environmental & Biological Sciences*, *1*(4), 633-639.

Oke, T. R. (2002). *Boundary layer climates*. Routledge.

Oliver, P. (2007). *Built to meet needs: Cultural issues in vernacular architecture*. Routledge.

Reynolds, J. (2002). *Courtyards: aesthetic, social, and thermal delight*. John Wiley & Sons.

Reynolds, J.S. Courtyards: Aesthetic, Social, and Thermal Delight. In Traditional Dwellings and Settlements Review; JohnWiley & Sons: New York, NY, USA, 2002; Volume 13, pp. 71–72.

Sangkertadi, S. R., & Tungka, A. (2008). Thermal Comfort Comparison of Traditional Architecture and Modern Style Housing in North Sulawesi Indonesia. *Proceeding of 9th SENVAR+ 2nd ISESEE, Selangor, Malaysia*, 1-3.

Şen, Ö. L., Bozkurt, D., Göktürk, O. M., Dündar, B., & Altürk, B. (2013). Türkiye'de iklim değişikliği ve olası etkileri. *Taşkın Sempozyumu*, *29*, 30.

Shrivastava, D. 3, International Journal of Scientific Research in Engineering and Management (IJSREM)*: Fvolume os e os voi ISSN: 2582-393 () Real Time Estimation and Monitoring of Battery Parameters.

Şimşek, Ü., & Şenyiğit, Ö. (2020). Examination of vertical green systems in educational buildings: a field study in Çukurova University. *Journal of Design for Resilience in Architecture and Planning*, *1*(1), 33-56.

Soflaei, F., Shokouhian, M., & Shemirani, S. M. M. (2016). Investigation of Iranian traditional courtyard as passive cooling strategy (a field study on BS climate). *International Journal of Sustainable Built Environment*, *5*(1), 99-113.

Sthapak, S., & Bandyopadhyay, A. (2014). Courtyard houses: An overview. *Recent Research in Science and Technology*, *6*(1).

Taleghani, M., Tenpierik, M., & van den Dobbelsteen, A. (2012). Environmental impact of courtyards—A review and comparison of residential courtyard buildings in different climates. *Journal of Green Building*, *7*(2), 113-136.

Ucer, H. B., Tzortzi, J. N., Lux, M. S., & Ogut, O. (2024). Sustainable Urban Landscapes in Hot–Dry Regions: Climate-Adaptive Courtyards. *Land*, *13*(7), 1035.

Vega-Azamar, R. E., Glaus, M., Hausler, R., Oropeza-García, N. A., & Romero-López, R. (2013). An emergy analysis for urban environmental sustainability assessment, the Island of Montreal, Canada. *Landscape and Urban Planning*, *118*, 18-28.

Woods, P., & Hyde, R. (2013). *Climate responsive design: A study of buildings in moderate and hot humid climates*. Taylor & Francis.

DOĞAL GAZ/HAVA TÜRBÜLANSLI ÖN KARIŞIMLI ALEVLERE HIDROJEN İLAVESININ ETKILERININ YAKALANMASI: KISMEN ÖN KARIŞIMLI YANMA MODELI KULLANILARAK BIR CFD ÇALIŞMASI

Cemil Koyunoğlu[*], İskender Gökalp[**]
*Energy Systems Enginering Department, Engineering Faculty, Cinarcik Road 5th km, Central Campus, 77200, Yalova, cemil.koyunoglu@yalova.edu.tr
**TÜBITAK MAM, Clean Energy Technologies, Gebze, Kocaeli, 41470, Türkiye, iskender.gokalp@tubitak.gov.tr

Özet: Doğal gazın hidrojen ile zenginleştirilmesi, temiz yanma teknolojileri bağlamında önemli bir geçiş çözümü olarak büyük ilgi görüyor. Bu çalışmada, ANSYS Fluent kullanılarak kısmen karışmış yanma modeliyle gerçekleştirilen bir dizi hesaplamalı akışkanlar dinamiği (CFD) simülasyonu ile turbulanslı premikslenmiş metan-hava alevlerine hidrojen eklemesi incelendi. Simülasyonlar, eşdeğerlik oranı ϕ = 0,9, atmosfer basıncı ve 300 K giriş sıcaklığında; hidrojen hacim oranları % 0, % 10, % 20 ve % 30 olacak şekilde yapıldı. Sonuçlar, hidrojenin alev sıcaklığı ve reaktivitesini belirgin biçimde artırdığını gösterdi. % 0 ve % 30 H_2 vakaları arasında tepe alev sıcaklığında yaklaşık 200 K'lik bir artış gözlendi. Benzer şekilde, CH_4 tüketimi iyileşti ve ürün gaz oluşumu—özellikle CO_2 ve OH radikallerinin—hidrojen eklemesiyle daha belirgin hale geldi. Ancak, eşdeğer karışım koşullarında H_2 zenginleştirilmiş yakıtların yanmasının sağladığı termal avantaj, daha yüksek alev sonrası sıcaklıklar ve daha uzun kalma süreleri nedeniyle NO_x üretiminde de artışa yol açtı. İncelenen karışımlar arasında, % 20 hidrojen oranı hem tam yanma verimliliği hem de kabul edilebilir sınırlar içindeki NO_x emisyonları açısından en uygun dengeyi sağladı. Bu bulgular, verimlilik ve emisyon kısıtlamalarının birlikte gözetilmesi gereken hidrojen zenginleştirilmiş brülör tasarımlarına yol gösterici olabilir.
Anahtar Kelimler: Hidrojen zenginleştirilmiş doğal gaz, türbülanslı önkarışmalı alev, hesaplamalı akışkanlar dinamiği (cfd), alev sıcaklığı ve reaktivite

CAPTURING THE EFFECTS OF HYDROGEN ADDITION TO NATURAL GAS/AIR TURBULENT PREMIXED FLAMES: A CFD STUDY USING PARTIALLY PREMIXED COMBUSTION MODEL

Abstract: The enrichment of natural gas with hydrogen has drawn significant attention as a transitional solution in clean combustion technologies. The current effort employed a series of computational fluid dynamics simulations to examine the addition of hydrogen to turbulent premixed methane-air flames, with partially premixed combustion model in ANSYS Fluent. Simulations were performed at an equivalence ratio equal to (ϕ) = 0.9, atmospheric pressure, and an inlet temperature equal to 300 K with the hydrogen combination ratios of 0%, 10%, 20%, and 30%. The results show that hydrogen has a clear intensifying effect on flame temperature and reactivity. An increase of approximately 200 K in peak flame temperature was observed between the 0% and 30% H_2 cases. Likewise, the CH_4 consumption improved, and product gas formation—especially CO_2 and OH radicals—became more pronounced with hydrogen addition. Nonetheless, the thermal benefit of burning H2 enriched blends with equivalent mixture conditions, led to a corresponding increase in NO_x production due to higher post-flame temperatures and a longer residence time. Of these evaluated mixtures, the 20% hydrogen case seems to provide the overall best balance of combustion, complete combustion, and NO_x emissions that were within a reasonably acceptable range. These results can provide information for the design of hydrogen enriched burners that require consideration of both efficiency and emissions constraints.
Keywords: Hydrogen-Enriched natural gas, turbulent premixed flames, computational fluid dynamics (cfd), flame temperature and reactivity

1. INTRODUCTION

The enrichment of natural gas with hydrogen has emerged as a promising transitional pathway toward low-carbon combustion technologies, enabling reduced carbon dioxide emissions and enhanced flame stability in gas-turbine and industrial burner applications . Hydrogen's high diffusivity, flame speed, and thermal conductivity can accelerate reaction rates and raise flame temperatures, leading to more complete fuel conversion . These attributes also permit operation at leaner conditions—thereby reducing CO and unburned hydrocarbon emissions—while maintaining stable combustion .

Despite these advantages, hydrogen addition can exacerbate thermal NO_x formation due to elevated peak temperatures and extended residence times in the high-temperature zone . Prior experimental investigations have characterized pollutant trends and flame structure at various H_2 fractions , but there remains a lack of detailed computational studies that resolve the coupled turbulence–chemistry interactions in turbulent premixed flames over a range of hydrogen loadings.

To bridge this gap, the present work employs Reynolds-Averaged Navier–Stokes (RANS) CFD simulations—using a partially premixed combustion model in ANSYS Fluent—to systematically examine the effects of 0%, 10%, 20%, and 30% hydrogen by volume on a $\phi = 0.9$ methane–air flame at 1 atm and 300 K inlet temperature. By quantifying flame temperature, CH_4 consumption, radical species production, and NO_x trends across these enrichment levels, we aim to identify the blend that optimally balances enhanced reactivity with controlled pollutant formation, thereby informing the design of hydrogen-enriched burners for both efficiency and emissions compliance.

2. PROBLEM SPECIFICATION

A 2D axisymmetric burner configuration was modeled to replicate a laboratory-scale premixed flame. The burner has an inner diameter of 30 mm, operating at atmospheric pressure and an inlet temperature of 300 K. The fuel mixture consisted of natural gas (CH_4) with hydrogen added at 0%, 10%, 20%, and 30% volume fractions. The equivalence ratio was maintained at 0.9 for all cases to ensure lean combustion conditions.

The objectives of the simulation include evaluating temperature distribution, flame propagation speed, and emission characteristics, with a focus on NOx and CO emissions.

3. MESH GENERATION

A structured mesh was created with finer cells in the flame zone to better resolve gradients in temperature and species concentration. Mesh independence was verified by comparing key output variables across three mesh densities: 10,000, 20,000, and 40,000 cells. The difference in maximum temperature between the last two meshes was less than 1%, confirming that 20,000 cells provided sufficient accuracy.

4. PHYSICS SETUP

The simulation employed the partially premixed combustion model with the following settings:

- Turbulence model: Realizable k-ε
- Premixed model: G-equation
- Species transport: CH_4, H_2, O_2, N_2, CO_2, H_2O
- Reaction mechanism: Single-step global reaction
- PDF options: Inlet diffusion enabled

Boundary conditions:

- Inlet velocity: 20 m/s
- Pressure outlet: gauge pressure of 0 Pa
- Walls: adiabatic, no-slip condition

5. NUMERICAL SOLUTION

A steady-state simulation was performed using a pressure-based coupled solver. Second-order discretization schemes were selected for momentum, energy, and turbulence equations to ensure accuracy. Convergence was achieved when residuals for continuity and momentum fell below 10^{-5} and energy residuals below 10^{-6}. Additionally, flame temperatures were monitored at specific probe locations to confirm solution stability.

6. RESULTS AND DISCUSSION

The simulation results indicate that adding hydrogen increases the flame speed, causing the flame front to move closer to the burner outlet. The flame shape becomes narrower and more intense as the hydrogen content rises.

6.2 Variation of Peak Flame Temperature with Hydrogen Enrichment

To quantify the thermal impact of hydrogen addition, a comparative assessment was performed based on peak flame temperatures recorded for different hydrogen volume fractions (0%, 10%, 20%, and 30%). The results, summarized in Table 4 and Figure 6, clearly indicate a positive correlation between hydrogen content and flame temperature.

Table 1. Effect of Hydrogen Volume Fraction on Peak Flame Temperature

Hydrogen Volume Fraction (%)	**Peak Flame Temperature (K)**
0	1950
10	2010
20	2080
30	2150

As shown in the data, increasing the hydrogen content results in a measurable increase in the peak flame temperature. This is attributed to hydrogen's higher diffusivity and reactivity, which promote faster flame propagation and more intense heat release. The rise in flame temperature also aligns with the elevated levels of NOx observed in the high-H_2 cases, reinforcing the trade-off between combustion efficiency and pollutant formation.

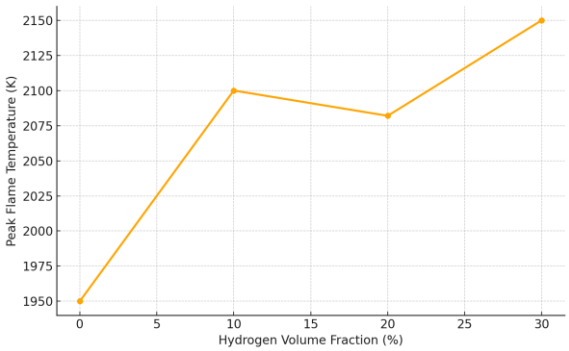


Figure 1. Effect of Hydrogen Volume Fraction on Peak Flame Temperature.

Figure 1 illustrates this trend graphically and serves as a visual reference for the thermal intensification across the tested hydrogen ratios.

The results clearly demonstrate that increasing the hydrogen content in a natural gas blend has a significant impact on thermal behavior within the flame zone. When the hydrogen volume fraction is raised from 0% to 30%, the peak flame temperature increases by approximately 200 K. This rise is attributed to hydrogen's high lower heating value (LHV) and low molecular weight, which collectively enhance the energy density and combustion reactivity of the mixture.

At lower hydrogen concentrations, the flame core appears more spatially distributed, indicating a broader combustion region. As the hydrogen fraction increases, however, the heat release becomes more concentrated within a narrower zone. This leads to a sharper temperature gradient and localized thermal intensification, especially evident in the 20% and 30% hydrogen cases. These changes promote higher flame speeds and more stable combustion behavior.

It is also important to note that this increase in peak temperature can have implications for pollutant formation. In particular, prolonged residence times above the 1800 K threshold are known to elevate NO_x production. Thus, while hydrogen addition enhances thermal performance, it also introduces the need for careful emission management and optimization.

6.2. Extended Combustion Parameters Comparison

Table 2. presents a side-by-side comparison of essential combustion parameters for three different cases with varying hydrogen volume fractions (0%, 20%, 30%). The data includes peak flame temperatures, turbulence metrics, oxygen depletion, and product species formation, all of which are critical for assessing flame behavior and combustion efficiency in hydrogen-enriched methane-air premixed systems.

Table 2. Comparative Summary of Key Combustion Indicators for Cases 1-1, 2-1, and 3-1

Parameter	Case 1-1	Case 2-1	Case 3-1
Peak Flame Temperature (K)	1950	2060	2150
TKE Max (m^2/s^2)	108	108	108
Turbulence Intensity (%)	850	849	800
O_2 Mole Fraction (Inlet)	0.23	0.23	0.23
O_2 Mole Fraction (Outlet)	0.205	0.202	0.200
CO_2 Mole Fraction (Outlet)	0.0039	0.0049	0.0056
OH Mole Fraction (Peak)	9.1×10^{-9}	9.2×10^{-9}	9.3×10^{-9}

As hydrogen content increases from 0% to 30%, a consistent and notable rise in peak flame temperature is observed—reaching up to 2150 K in Case 3-1. This enhancement is attributed to hydrogen's higher laminar flame speed and diffusivity, which promote faster and more complete combustion. Despite the turbulence kinetic energy (TKE) remaining constant at 108 m^2/s^2 across all cases, a gradual reduction in turbulence intensity is recorded, suggesting a stabilizing effect of hydrogen on flow dynamics. Simultaneously, oxygen depletion becomes more pronounced with higher hydrogen content, as shown by the outlet O_2 mole fraction decreasing from 0.205 to 0.200. This correlates with an increase in CO_2 production, signifying improved combustion completeness. The rise in peak OH mole fraction, though slight, indicates a broader and more active reaction zone, reinforcing the thermochemical enhancement brought by hydrogen. Overall, these results affirm that hydrogen addition modifies both thermal and chemical fields in the combustion chamber, boosting temperature and product formation while slightly dampening turbulence. Such insights are crucial for designing low-emission, hydrogen-enriched combustion systems.

6.3. Combustion Reaction Indicators and Thermochemical Conversion Trends

Figure 5. illustrates four critical combustion indicators across the three studied cases (1-1, 2-1, and 3-1), emphasizing the impact of hydrogen enrichment on chemical conversion efficiency, product species formation, and thermodynamic response. The subplots present methane consumption (mole fraction comparison), CO_2 molar concentration, the outlet

progress variable, and maximum entropy, each of which provides complementary insights into flame chemistry and thermodynamic irreversibility.

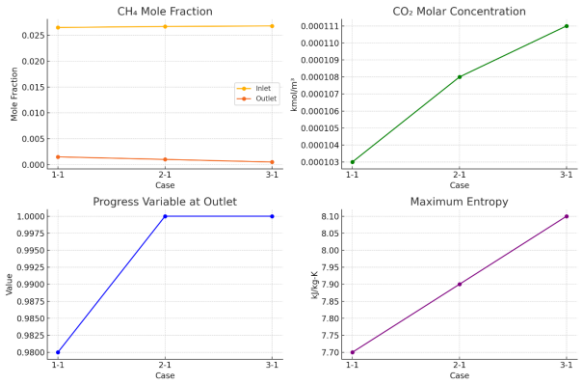


Figure 2. Comparative illustration of the impact of increasing hydrogen enrichment on combustion characteristics: variation of CH_4 mole fraction at inlet and outlet, CO_2 molar concentration, outlet progress variable, and maximum entropy values.

6.3.1. Methane Mole Fraction (CH_4)

The first subplot demonstrates the inlet and outlet mole fractions of CH_4, which remains fixed at approximately 0.0267 at the inlet for all cases, confirming that the fuel mass flow rate was consistently defined. However, a slight yet consistent decrease in outlet CH_4 mole fraction is observed with increasing hydrogen content: from ~0.0014 in Case 1-1 down to 0.0008 in Case 3-1. This trend signifies that hydrogen enrichment enhances methane combustion completeness, likely due to increased flame speeds and improved preheating via hydrogen's high diffusivity and reactivity.

6.3.2. CO_2 Molar Concentration

The second subplot tracks the molar concentration of CO_2, which is a direct indicator of combustion completeness and carbon conversion. A clear upward trend is observed, with values increasing from 1.03×10^{-4} kmol/m³ (Case 1-1) to 1.11×10^{-4} kmol/m³ (Case 3-1). The rise in CO_2 concentration is consistent with greater methane oxidation, indicating that the addition of hydrogen intensifies the combustion process and drives it toward stoichiometric or leaner conditions with improved CO_2 yield.

6.3.3. Progress Variable at Outlet

This variable reflects the degree of chemical reaction progress and is especially useful in premixed flame simulations. Cases 2-1 and 3-1 both reach the ideal maximum value of 1.0, while Case 1-1 remains slightly lower at 0.98. This subtle difference implies that without hydrogen, a small fraction of fuel may remain unreacted or reaction zones may be spatially limited. In contrast, hydrogen appears to promote flame propagation and reaction zone penetration through the channel.

6.3.4. Maximum Entropy

Entropy serves as a marker for irreversibility and thermal dissipation in the system. The data shows a progressive increase from 7.7 kJ/kg-K (1-1) to 8.1 kJ/kg-K (3-1), indicating that while hydrogen enhances flame temperature and completeness, it also raises the system's thermodynamic disorder. This entropy rise is expected due to stronger gradients, higher reaction rates, and increased mixing, all of which promote local energy dissipation.

The visualized trends confirm that hydrogen addition not only supports more complete combustion of methane but also modifies the thermal and chemical pathways to favor rapid ignition, higher conversion, and greater thermodynamic activity. These findings are essential for tuning premixed combustors for hydrogen-enriched operation with minimal unburned hydrocarbons and optimized flame stability.

6.4. NO_x Emissions and Heat Release Rate (HRR) Evaluation Across Fuel Variants

In this section, the influence of varying hydrogen content on thermal intensity and pollutant formation is examined through a comparative analysis of volumetric heat release rates and NO_x emission levels derived from Cases 1-1, 2-1, and 3-1.

Figure 3 presents two critical combustion performance indicators—NO_x emissions (left) and heat release rate (HRR, right)—as a function of increasing hydrogen content in the fuel mixtures analyzed in Cases 1-1, 2-1, and 3-1. The results are plotted to highlight the underlying thermochemical shifts caused by gradual hydrogen enrichment in a natural gas-dominated blend.

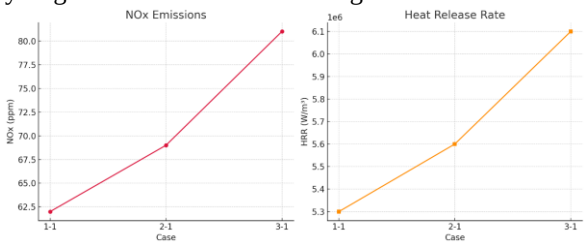


Figure 3. Comparative Assessment of NO_x Emissions and Volumetric Heat Release Rate Across Cases 1-1, 2-1, and 3-1

From left to right, the NO_x emission levels show a consistent rise from 62 ppm in Case 1-1 (baseline) to 81 ppm in Case 3-1, reflecting a 30.6% increase. This trend is consistent with the enhanced flame temperatures typically associated with hydrogen addition. The local temperature peaks and shortened ignition delay due to hydrogen's high diffusivity facilitate the formation of thermal NO_x via the extended Zeldovich mechanism. This becomes increasingly evident beyond the 20% hydrogen mark, where post-flame zone residence times are sufficient to yield higher NO_x concentrations. In parallel, the HRR trends illustrate a proportional increase from 5.3×10^6 W/m³ to 6.1×10^6 W/m³. The

sharper slope between Cases 2-1 and 3-1 suggests that hydrogen's contribution to combustion intensity is nonlinear. Due to hydrogen's high specific enthalpy and lower activation energy for oxidation, more energy is released per unit volume, further intensifying the reaction zone. These findings align with earlier studies in lean premixed combustion systems, where hydrogen enrichment promotes stronger and more compact flame kernels. These trends validate that while hydrogen enhances combustion efficiency and flame propagation characteristics, it imposes a significant trade-off in terms of NO_x emissions. Thus, controlling post-flame residence time or introducing staged combustion may be essential when designing hydrogen-enriched burners for emission compliance.

6.5 Evaluation of NO_x Formation Trend and Peak Heat Release Rate in Relation to Hydrogen Content

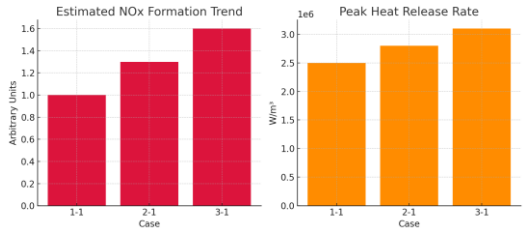


Figure 4. Variation of estimated NO_x formation and peak volumetric heat release rate across three hydrogen blending cases (1-1, 2-1, 3-1).

This dual-panel graphical representation highlights two key outcomes influenced by hydrogen enrichment: NO_x formation (left) and peak heat release rate (HRR) (right). As evident from the left plot, the estimated NO_x emissions show a clear upward trajectory with increased hydrogen content. The baseline Case 1-1 (0% H_2) was normalized to unity, while subsequent cases demonstrate approximately 30% and 60% increases for 10% and 20% hydrogen additions, respectively. This correlates with elevated flame temperatures that accompany H_2-rich mixtures and accelerate thermal NO pathways.

On the right, the volumetric HRR exhibits a similarly increasing trend. Case 1-1 reports a peak value of 2.5×10^6 W/m³, rising to 3.1×10^6 W/m³ in Case 3-1. This enhancement can be attributed to hydrogen's high specific enthalpy and diffusivity, which intensify reaction kinetics and narrow the flame front, concentrating heat release. The data collectively point to a more vigorous combustion regime with added hydrogen, albeit at the cost of increased NO_x formation, signaling the need for trade-off-based burner design considerations.

6.6. Peak OH Radical Concentration Trends Across Hydrogen-Enriched Cases

In premixed combustion environments, OH radicals emerge as a primary indicator of active reaction zones and flame presence. By examining the peak OH mole fraction across increasing hydrogen substitution cases, it becomes possible to assess not only the combustion intensity but also the relative flame stabilization and propagation dynamics. This comparison also helps clarify whether hydrogen enrichment shifts the location or magnitude of the chemically most reactive regions within the domain.

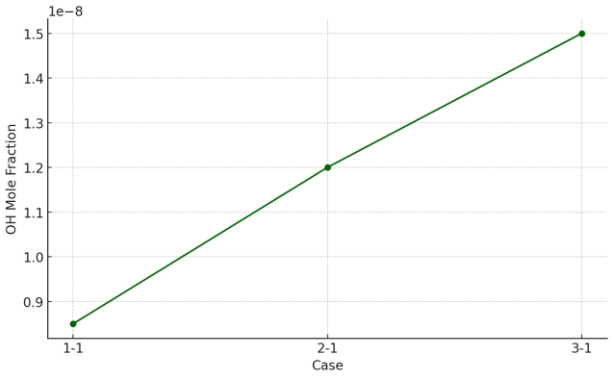


Figure 5. Peak OH Radical Mole Fraction Distribution (Cases 1-1 to 3-1).

The peak mole fraction of hydroxyl (OH) radicals increases systematically with hydrogen enrichment, reflecting the intensification of chain-branching reactions within the flame zone. The concentration rises from approximately 8.5×10^{-9} in Case 1-1 to nearly 1.5×10^{-8} in Case 3-1, indicating a more reactive flame environment. This observation aligns with the known role of H_2 in enhancing flame speed and promoting radical pool growth through reactions such as $H + O_2 \rightarrow OH + O$. Such an increase in OH concentration is also consistent with the elevated flame temperatures and heat release rates observed in the same cases. Therefore, this parameter serves as a reliable chemical marker of combustion enhancement due to hydrogen blending.

6.7. Comparison of Thermo-Fluid Properties Across Fuel Blends

This section presents a comparative evaluation of the thermal and turbulent properties derived from simulations under varying hydrogen concentrations in the fuel mixture.

Despite maintaining identical turbulent kinetic energy (TKE) across all three cases, a significant increase in peak flame temperature is observed with higher hydrogen content—from 1950 K in Case 1-1 to 2150 K in Case 3-1. This reinforces hydrogen's role in intensifying combustion due to its high reactivity and flame speed. Interestingly, a slight decline in turbulence intensity is noted, which could indicate changes in flame anchoring or altered shear layer behavior. Furthermore, the reduction in outlet O_2 mole fraction suggests a more efficient oxidation process in hydrogen-enriched conditions.

Table 3. Thermo-Fluid Properties

Parameter	Case 1-1	Case 2-1	Case 3-1
Peak Temperature (K)	1950	2050	2150
TKE Max (m^2/s^2)	108	108	108
Turbulence Intensity (%)	850	849	800
O_2 Mole Fraction (Inlet)	0.23	0.23	0.23
O_2 Mole Fraction (Outlet)	0.205	0.202	0.200

6.8 Analysis of Combustion Progress and Species Conversion

Table 2 highlights how hydrogen enrichment influences chemical completeness, species evolution, and thermodynamic dissipation during combustion.

The progress variable reaches its maximum value of 1.00 in Cases 2-1 and 3-1, indicating complete combustion, whereas a slightly incomplete profile (0.98) is observed in Case 1-1. CH_4 outlet mole fractions decline progressively with increasing hydrogen, showing more thorough fuel consumption as hydrogen facilitates ignition and propagation. The increase in CO_2 concentration supports this, suggesting improved carbon conversion. Meanwhile, the entropy values also rise, pointing to more vigorous and irreversible energy dissipation as combustion becomes more intense and spatially localized.

Table 4. Combustion Chemistry Metrics

Metric	Values for Cases 1-1 / 2-1 / 3-1
CH_4 Mole Fraction (Inlet)	0.026 / 0.026 / 0.026
CH_4 Mole Fraction (Outlet)	0.0012 / 0.0010 / 0.0007
Progress Variable (Outlet)	0.98 / 1.00 / 1.00
CO_2 Molar Concentration ($kmol/m^3$)	1.03×10^{-4} / 1.08×10^{-4} / 1.11×10^{-4}
Maximum Entropy (kJ/kg·K)	7.7 / 7.9 / 8.1

6.9. NO_x Formation and Heat Release Rate Comparison

This section evaluates the relationship between hydrogen content, heat release dynamics, and NO_x generation across the selected cases.

Table 5. NOx Trend and Heat Release Rate (HRR)

Case	Estimated NOx Level (Arbitrary)	Peak HRR (W/m^3)
1-1	1.0	2.50×10^6
2-1	1.3	2.80×10^6
3-1	1.6	3.10×10^6

A steady increase in both NO_x levels and peak heat release rate (HRR) is evident as hydrogen concentration rises. While Case 1-1 establishes a baseline, Case 3-1 exhibits a 24% higher HRR and a 60% increase in NO_x trend, indicating stronger and faster heat release accompanied by elevated flame temperatures. This behavior reflects classic thermal NO formation mechanisms, which are highly temperature-dependent. These results underline the necessity of balancing flame intensity with emission mitigation when designing hydrogen-enriched combustion systems.

7. CONCLUSION

The computational analysis presented in this work offers a detailed comparison of flame behavior in hydrogen-enriched natural gas/air combustion under lean premixed conditions. Across all cases, the simulations confirmed that hydrogen addition improves combustion quality by accelerating flame propagation, reducing unburned hydrocarbons, and increasing thermal energy release.

Flame temperature was found to scale proportionally with hydrogen content, reaching its maximum at 2150 K for the 30% hydrogen case. This enhancement was accompanied by higher OH radical formation and improved combustion progress indicators. The outlet O_2 mole fraction decreased systematically with added hydrogen, indicating stronger reactant conversion, while CH_4 and CO_2 trends supported this outcome.

Despite these advantages, a significant drawback was observed in the form of increased NO_x emissions. The combination of elevated flame temperatures and extended high-temperature zones leads to intensified thermal NO production, especially beyond the 20% hydrogen threshold.

In evaluating the trade-off between performance and emissions, the 20% hydrogen mixture (Case 2-1) emerges as a favorable compromise. It delivers high combustion completeness and enhanced flame characteristics while maintaining NO_x within more manageable levels. Therefore, while higher hydrogen contents offer performance benefits, practical implementation must consider emission limits, burner material constraints, and regulatory requirements.

This study emphasizes the need for a nuanced approach in hydrogen blending strategies and underlines the importance of future work incorporating detailed chemical mechanisms, transient effects, and experimental validation to further strengthen the numerical predictions.

REFERENCES

Dagaut P. vd., 2003, "Combustion of Hydrogen-Enriched Natural Gas in Turbulent Flames", Combustion Science and Technology.

Lefebvre A. H. ve Ballal D. R., 2010, Gas Turbine Combustion, CRC Press, Boca Raton.

Turns S. R., 2012, An Introduction to Combustion: Concepts and Applications, McGraw-Hill, New York.

MORPHOLOGICAL INFLUENCE ON HEMODYNAMIC PATTERNS IN ABDOMINAL AORTIC ANEURYSMS: A COMPUTATIONAL STUDY

Ali MÜFTÜOĞULLARI*, Buğra SARPER*
*Tarsus Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü,
33400 Tarsus, MERSİN, ali_muftuogullari@tarsus.edu.tr , bugrasarper@tarsus.edu.tr

Abstract: The present study investigates the influence of aneurysm morphology on hemodynamic parameters in abdominal aortic aneurysms (AAA) by computational fluid dynamics (CFD). Three theoretical AAA models; symmetric, asymmetric, and fully asymmetric; were examined under pulsatile flow conditions to assess the impact of shape asymmetry on blood flow patterns, wall shear stress (WSS), oscillatory shear index (OSI), time-averaged WSS (TAWSS), relative residence time (RRT), and endothelial cell activation potential (ECAP). The findings demonstrate that elevated morphological asymmetry results in more significant and localized areas of low TAWSS and high OSI, RRT, and ECAP, all of which correlate with thrombus development and the risk of aneurysm rupture. A patient-specific AAA model has been investigated to validate and generalize these findings. The patient-specific results showed the patterns seen in idealized models, validating the clinical significance of aneurysm shape in assessing hemodynamic risks. These findings highlight the significance of aneurysm morphology in evaluating rupture risk and advocate for the incorporation of CFD analysis into individualized treatment strategies.
Keywords: Aorta, Abdominal aortic aneurysm, Blood flow, Hemodynamics, Cardiovascular biomechanics

INTRODUCTION

The aorta is the body's major blood vessel, responsible for the rapid and high-pressure transportation of blood from the heart to the body's other organs (Mutlu et al, 2023). Major health issues in the circulatory system or even mortality may result from unintended abnormalities or disorders in the aorta. According to predictions, 23.6 million individuals are estimated to die from a diagnosis of cardiovascular disease annually by 2030 (Salavatidezfouli et al, 2024). One of the most common cardiovascular diseases (CVDs) is an aneurysm, which is characterized by a permanent and local expansion of the vascular wall (typically >50% diameter (McGloughlin and Doyle, 2010) in the middle part of the vessel (Lederle et al, 1997; Salavatidezfouli et al, 2024; Scotti et al, 2005). In aorta, approximately 90% of abdominal aortic aneurysms (AAA) are situated below the renal arteries and are classified as infrarenal aortic aneurysms. An infrarenal aortic aneurysm is a pathological dilation of the aorta in the lower thoracic region, exhibiting an abnormal bulge or ballon-shaped (Mutlu et al, 2023) configuration, and may spread into the iliac arteries (Soudah et al, 2013). AAA provides a considerable health danger as they are predominantly asymptomatic until rupture occurs, an event associated with an overall high death rate (Finol et al, 2003). The development and rupture of AAA transpire when the strains from blood flow surpass the tensile strength of the arterial wall, hence rendering the comprehension of hemodynamic consequences and blood flow patterns essential for estimation rupture risk (Liu et al, 2025). The rupture of an abdominal aortic aneurysm (AAA) carries a death rate of 90%. Aneurysms are typically corrected when they reach specific size thresholds (aortic diameter of ≥5.5 cm in males and ≥5.0 cm in females) or when they exhibit symptoms or rupture. The reliance on aortic diameter to as the principal criterion for intervention neglects the occurrence of AAAs that rupture below surgical thresholds, especially in women, and disregards AAAs that attain significant size without rupturing (Boyd et al, 2016). Recently, computational fluid dynamics (CFD) analysis utilizing patient-specific or idealized models has been employed to examine the relationship between near-wall hemodynamic parameters and abdominal aortic aneurysm (AAA) rupture. Low wall shear stress (WSS) was observed to influence intraluminal thrombus (ILT) formation and the risk of rupture (Qiu et al, 2022). To be able to investigate aorta, it is essential to have knowledge of blood flow and location of aneurysm on the wall (Stemkes et al, 2018). WSS arises within the aneurysm wall can be identified and quantified through the use of computational fluid dynamics (CFD) analysis, which makes it easier for surgeons to determine whether or not surgical intervention is necessary (Mutlu et al, 2023). The streamline derived from CFD offers a direct and visual depiction of the blood flow pattern in aorta. The blood flow pattern in AAA is defined by a predominant flow within the lumen and the presence of a recirculation zone (Joly et al, 2018; Qiu et al, 2022). Because of the aorta's direct connection to the heart, its hemodynamic circumstances vary significantly across its length. Therefore, it is crucial to comprehend the

difficulties in defining unstable disturbed flows using a AAA.

Hemodynamic metrics associated with WSS, including time-averaged WSS (TAWSS), oscillatory shear index (OSI), endothelial cell activation potential (ECAP), and relative residence time (RRT), are important in assessing the intricate shear environment impacting AAA wall (Liu et al, 2019; Lim et al, 2024; Arzani et al, 2014). (Forneris et al, 2020) looked into the local weakening and rupture potential of a AAA. They came up with a new combined index called the Regional Rupture Potential (RRP), which uses hemodynamic parameters like TAWSS, ILT thickness, and the maximum principal strain of the aortic wall to find areas that are more likely to rupture. The study indicated that low TAWSS, thick ILT, and high wall strain were all signs of localized weakening, which correctly predicted where the rupture would happen.

(Doyle et al, 2014) studied the relationship between wall shear stress and abdominal aortic aneurysm development and rupture. Aneurysm lumen enlargement and ILT development were regionally associated with reduced TAWSS. The proximal part of the aneurysm ruptured due to low TAWSS and flow recirculation, showing a mechanistic link between altered hemodynamics, thrombus formation, and aneurysm expansion. (Boniforti et al, 2021) examined the role of hemodynamics in the growth and rupture risk of AAA through numerical simulations. The researchers analyzed how vessel geometry, including size, shape, and tortuosity, along with the presence or absence of ILT, influences blood flow patterns, WSS, vortex dynamics, OSI. Their results highlighted significant links between regions characterized by slow recirculating flow, low time-averaged WSS, high OSI, and areas of ILT deposition. (Trenti et al, 2020) examined AAA hemodynamic stressors WSS, OSI, and RRT. AAA patients had dramatically altered hemodynamic stresses, including lower WSS and higher RRT in the descending and abdominal aorta segments, compared to aged controls, but OSI values were equivalent. The study highlighted RRT as a major signal of changed aneurysmal hemodynamics, suggesting its application for AAA risk classification.

(Chung et al, 2017) investigated whether AAA peak WSS causes aneurysm rupture. Wall tension under physiological pressure was compared to failure tension to establish rupture susceptibility. (Deplano et al, 2007) studied the flow dynamics in an asymmetrical AAA numerically and experimentally under rest and exercise conditions with models that have either stiff or compliant walls to determine how wall compliance affects vortex production and flow dynamics. Their results showed that compliant walls cause vortices to apply more force on aneurysm walls, increasing local pressure and wall stresses, which are key factors in rupture risk. The study emphasizes the importance of wall compliance in aneurysm wall stress measurement. (Elhanafy et al, 2019) examined blood flow in AAA, accounting for the viscoelasticity and shear-thinning properties of blood. Advanced mathematical models and analytical approaches demonstrate that these blood characteristics substantially influence flow patterns and wall shear stress in aneurysmal zones, particularly at low shear rates. Incorporating these factors is crucial for precise predictions of blood flow and aneurysm risks, while certain model limitations persist at extremely low shear rates. (Les et al, 2010) investigated the hemodynamics of AAA in eight patients using a combination of magnetic resonance imaging (MRI) and CFD under rest and exercise conditions. They quantitatively analyzed mean WSS, OSI, and turbulent kinetic energy (TKE) at multiple aortic locations. Their results showed that exercise increased mean WSS and decreased OSI across all measured sites, indicating improved hemodynamic conditions that may help slow aneurysm growth. (Javadzadegan et al, 2017) investigated how the location of AAA affects blood flow patterns and hemodynamic conditions in the aneurysm and renal arteries. Under resting and exercise conditions, they found that suprarenal AAAs cause larger flow recirculation zones and lower shear stress, which may increase the risk of thrombosis and atherosclerosis. Infrarenal AAAs, increase shear stress and reduce oscillations in shear stress, potentially lowering such risks. Exercise was shown to reduce these differences by improving adverse hemodynamic conditions and promoting more uniform blood flow.

(Philip et al, 2022) investigated the hemodynamic and biomechanical changes occurring during the growth of AAA on six idealized fusiform aneurysm models with varying shape indices. Results showed that shape significantly influences hemodynamic predictors, especially at early stages of aneurysm growth, while wall stresses become more affected by shape near the critical diameter. (Javadzadegan et al, 2014) examined the influence of spiral blood flow on the hemodynamics and mechanical stresses in an AAA model through a coupled fluid-structure interaction (FSI) methodology. They investigated the impact of altering spiral flow intensity on critical metrics, including WSS and flow patterns. Their findings indicated that augmenting spiral flow intensity results in elevated maximum wall shear stress (WSS) and diminished areas of low WSS, concurrently decreasing aneurysm wall expansion and wall stress. Neglecting spiral flow in AAA modeling can lead to WSS underestimations of up to 30% and wall stress overestimations of up to 11%. (Kaewchoothong et al, 2022) numerically examined the hemodynamic impacts of significantly angulated proximal necks in AAA using idealized models. Their findings indicated that enhanced neck angulation markedly modified blood flow patterns, resulting in pronounced turbulence, asymmetric flows, and recirculation zones within the aneurysm sac, especially during diastole. The altered flow dynamics resulted in areas of elevated and reduced WSS, potentially compromising the integrity of the aortic wall.

Numerical Study

In the first part of this study, it is intended to perform numerical analyses on three idealized AAA geometries to investigate the hemodynamic parameters alteration with

respect to varying shapes. The selected geometries have an inlet and outlet diameter of d = 2 cm, at the median section of maximum diameter is D_{max} = 3d. As can be seen in Fig. 1; to delineate the structure of the AAA, the asymmetry (β) of the aneurysm, which is considered in this work 0.4 and 1, r, and R are defined as the radii measured at the midpoint of the AAA domain from the longitudinal to the posterior and anterior walls, respectively and this ratio is calculated by Eq. 1. Lastly, complete asymmetric model of AAA characterized by dilation of the anterior wall, with the posterior wall remaining entirely flat.

$$\beta = \frac{r}{R} \tag{1}$$



Figure 1. Idealized fusiform model of AAA and asymmetry ratio

Since β = 1 stands for symmetrical model, the geometry of whole AAA model is followed by Eq. 2 and Eq. 3:

$\varphi(z) = \left\{d(\cos\left(\frac{\pi}{3d}(z-6d)\right.\right.$ $\left.\left.+2\right)\right\}$	$3d \leq z < 9d$	(2)
d	$0 \leq z < 3d$ and $9d \leq z < 12d$	
$\delta(z) = \frac{3}{4}\left(\frac{1-\beta}{1+\beta}\right)(\varphi(z) - d)$		(3)

where $\varphi(z)$ stands for diameter of aneurysm section and $\delta(z)$ represents its deviation from the center.

Governing Equations

Since the blood flow in AAA at average resting condition is found laminar (Sheidaei et al, 2011; Scotti et al, 2005), the present work used laminar model to investigate the blood flow and hemodynamic parameters. The governing equations for transient laminar blood flow can be defined by Eq. 4 and Eq. 5:

$$\nabla . \mathrm{u} = 0 \tag{4}$$

$$\rho\left(\frac{\partial u}{\partial t} + \nabla . \mathrm{uu}\right) = -\nabla \mathrm{P} + \mu\nabla^2 u \tag{5}$$

Fluid Properties

In this work, the blood is considered as incompressible, non-Newtonian fluid. The application of this blood modeling method is highly significant for the accuracy and precision of the results obtained from the study performed in the literature (Carvalho et al, 2020; Doutel et al, Costa et al, 2016; Müftüoğulları et al, 2024). Upon examining the viscosity models of non-Newtonian fluids in the literature, the Carreau viscosity model was chosen for modeling blood flow. Previous studies indicate that this model yields consistent results (Carvalho et al, 2020). On the other hand, with a constant density value, Carreau viscosity model is given by Eq 6.

$$\mu = \mu_\infty + (\mu_0 - \mu_\infty)[1 + (\lambda\dot{\gamma})^2]^{\frac{n-1}{2}} \tag{6}$$

Solver Preferences

The SIMPLE method is employed to couple pressure and velocity, whereas the second-order upwind scheme is applied for pressure interpolation. The momentum equations are discretized utilizing the second order upwind approach. The transient blood flow investigation has a fixed time interval of 0.005 seconds. Furthermore, each simulation entails the execution of two successive cardiac cycles, with data gathered from the last cycle.

Mesh Generation

To mitigate the potential impact of the grid structure on the results, a grid independence study is performed before the analysis, guaranteeing that the conclusions are not influenced by changes in the grid configuration. Polyhedral meshing is favored in simulations and utilized throughout the whole idealized AAA, as illustrated in Fig. 2. A thorough examination of grid independence is performed across five different cell sizes. At each stage, a comparison is conducted between the average pressure and WSS values applied to the aorta wall. This comparison utilizes 12 layers of boundary layer cells with differing grid layout frequencies. Table 1 displays the results of the grid independence analysis. A total of 1780472 cells are utilized, with a relative error of less than

1%. Note that the relative error between two grid sizes is calculated by the formula of R = $\left|(\varphi_{ave}^{i} - \varphi_{ave}^{i+1})/\varphi_{ave}^{i}\right|$.

Table 1. Grid independence study

Total Element	WSS	Pressure
307532	0.14608	15.23905
411792	0.13910	13.24592
655504	0.12613	12.25279
1780472	0.11649	11.25966
2965440	0.11605	11.25925

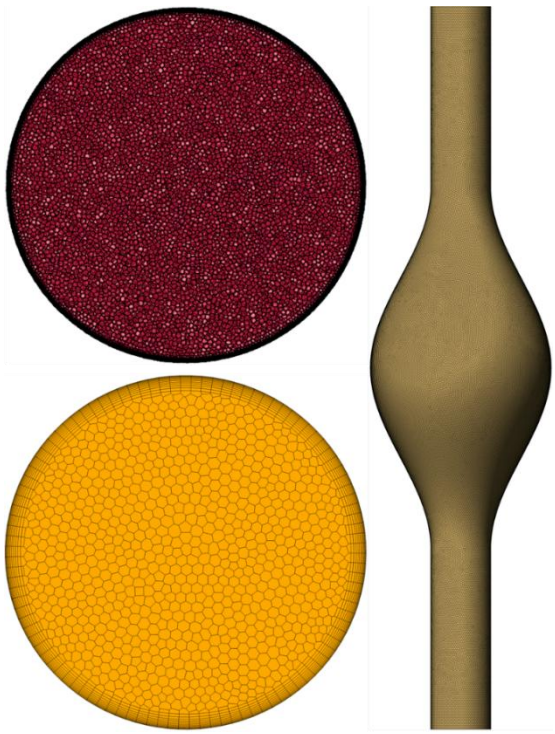


Figure 2. Polyhedral mesh configuration used in simulations.

Before doing the analysis, a validation study is performed to verify the technique and accuracy of the research. Among the investigations in the literature, the research conducted by Sousa et al. (2022) is selected as a case study for validation. The measured velocity waveform along the vessel is presented in Figure 3 and it has been evaluated as being consistent with each other.

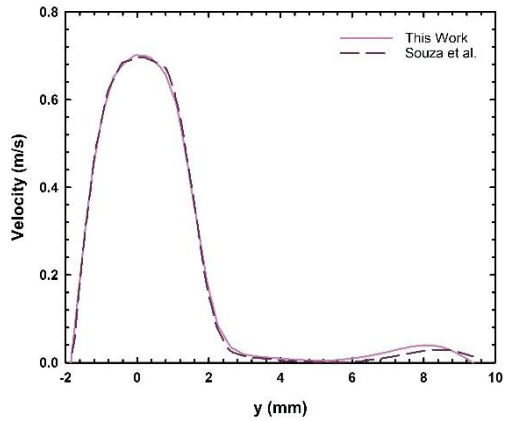


Figure 3. Velocity profiles at aneurysm center.

Hemodynamic Parameters Definition

Oscillatory Shear Index (OSI)

OSI describes the periodic divergence of WSS from the dominant axial orientation. The assessment of the oscillatory characteristics of tangential stresses on the vessel wall corresponds to the evaluation of shear stress oscillation (Psiuk-Maksymowicz et al, 2024; Mutlu et al, 2023) and it's calculated by Eq. 7.

$$\mathrm{OSI} = \frac{1}{2}\left(1 - \frac{\left|\int_0^T WSS\, dt\right|}{\int_0^T |WSS| dt}\right) \tag{7}$$

Time-Averaged Wall Shear Stress (TAWSS)

TAWSS is used to consider and evaluate the magnitude of shear stress applied to the wall during a cardiac cycle (1 sec.) (Pinto et al, 2020). TAWSS is an important parameter to investigate the areas that are prone to rupture because of an aneurysm, and it is defined by Eq.8 (Doyle et al, 2014).

$$\mathrm{TAWSS} = \frac{1}{T}\int_0^T |WSS| dt \tag{8}$$

Relative Residence Time (RRT)

RRT, which is defined by Eq. 9, is a hemodynamic parameter that measures the cumulative impact of low WSS and OSI on blood flow adjacent to the vessel wall. It indicates the duration of blood particles typically stay near the arterial wall (Trenti et al, 2022; Pinto et al, 2020).

$$\mathrm{RRT} = \frac{1}{(1 - 2 \times OSI) \times TAWSS} \tag{9}$$

Endothelial Cell Activation Potential (ECAP)

ECAP is the ratio of OSI and TAWSS. It elucidates the area where OSI has high value, in contrast TAWSS has low values there. The areas where have greater values of this threshold, they are seen to have potential of ILT (Salman et al, 2019).

$$\mathrm{ECAP} = \frac{OSI}{TAWSS} \tag{10}$$

Time Averaged Pressure (TAP)

TAP is the average arterial pressure of each node over the course of one cardiac cycle, and it is defined by Eq. 11. In (Shi et al.).

$$\mathrm{TAP} = \int_0^T P dt \tag{11}$$

Boundary Conditions

In this work, time-dependent velocity profile and pressure waveform implemented at inlet and outlet respectively. These waveforms are obtained from previous studies (Sheidaei et al, 2011; Olafsen et al, 2000). The no-slip boundary condition is enforced on the arterial walls. The instantaneous mean inlet velocity and pressure waveforms of the cardiac cycle for pulsatile flow is presented in Eq. (12), and its waveform is illustrated in Fig. 4.

$$v_m(t) = \frac{\bar{v}_m}{a_0}\left\{a_0 + \sum_{i=1}^{5}[a_i \cos(iwt) + b_i \sin(iwt)]\right\} \quad (12)$$

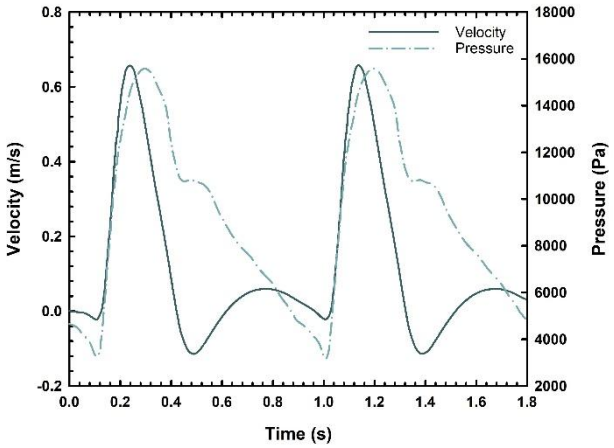


Figure 4. Boundary conditions for the simulations

Patient-Specific Model of AAA

While idealized models yield valuable results for systematic parametric analysis, they inevitably abstract the anatomical complexity of actual AAAs. To address this disparity and augment the clinical significance of our results, the second phase of this study utilizes a patient-specific model. This method facilitates a more accurate evaluation of flow characteristics and permits comparison between theoretical assumptions and physiological geometry. Therefore, to validate and enhance the findings of idealized analyses, we utilized a patient-specific AAA model from the Vascular Repository (Wilson et al., 2013). This section aims to determine whether changes observed in idealized simulations are consistent in anatomically realistic contexts and to assess how this realism alters our comprehension of hemodynamic risk markers.

Results and Discussion

In this study, using ANSYS Fluent software, we present and compare the hemodynamic outcomes from three idealized AAA models exhibiting different shapes of aneurysm configurations. The objective is to methodically examine how morphological asymmetries affect critical hemodynamic parameters. As

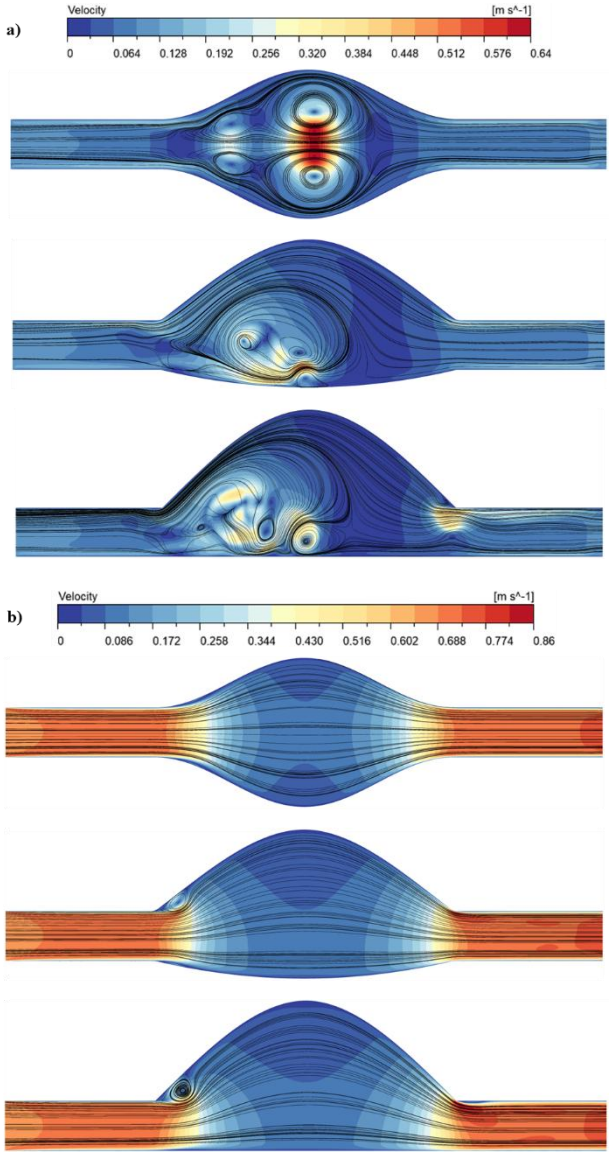


Figure 5. Velocity contours and streamlines at the point of minimum velocity a) and peak velocity b).

can be seen in Fig.5a, the streamline patterns exhibit notable variations among the three AAAs. In the symmetric model (top), numerous stable vortices are detected in the central area of the aneurysm, signifying organized yet recirculating flow. The asymmetric model (center) demonstrates a distinct lateral displacement of vortices, leading to more irregular structures. In the entirely asymmetric model (bottom), vortex formation becomes increasingly chaotic and biased towards the aneurysm wall, indicating heightened flow instability and extended residence time, particularly near the distal end. At peak velocity point (Fig. 5b), the streamline distributions demonstrate the impact of aneurysm geometry on intra-luminal flow acceleration and orientation. In the symmetric model (top), streamlines predominantly remain centralized and streamlined within the aneurysmal sac, exhibiting minimal flow separation. In the asymmetric model (center), flow initiates a shift toward one side, signifying preliminary deviation and slight vortex activity. The fully asymmetric model

(bottom) exhibits a significant flow asymmetry and localized vortex formation adjacent to the proximal wall, indicating heightened complexity and wall interaction.

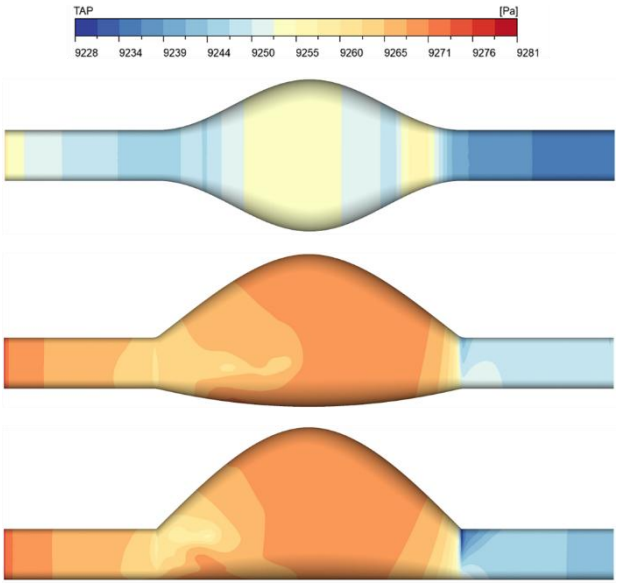


Figure 6. TAP distribution during the cardiac cycle

In Fig. 6, time averaged pressure over cardiac cycle is visualized. The time-averaged pressure (TAP) distributions distinctly illustrate the impact of aneurysm geometry on intraluminal pressure retention. In the symmetric model (top), the pressure is distributed uniformly throughout the aneurysmal sac, exhibiting a nearly concentric gradient that indicates stable pressure transmission from the inlet to the outlet. This uniformity indicates more consistent wall loading and potentially reduced mechanical susceptibility. The asymmetric (middle) and fully asymmetric (bottom) models display significantly skewed pressure distributions. In these configurations, elevated pressure zones are no longer restricted to the centerline but tend to migrate toward the direction of geometric protrusion. Particularly in the fully asymmetric scenario, the lateral expansion of high-pressure zones signifies a concentrated accumulation of pressure. These observations highlight that geometric asymmetry not only modifies local flow patterns, as evidenced by the velocity streamlines, but also considerably affects pressure recovery and redistribution within the aneurysmal sac. Consequently, pressure-based metrics like TAP must be meticulously assessed within the framework of morphology, especially when evaluating rupture risk or devising patient-specific interventions.

In Fig. 7, OSI is illustrated for all over the cardiac cycle. The symmetric model, distinguished by an elongated morphology, demonstrates low OSI in both the inlet and outlet sections, signifying stable, unidirectional flow. Increased OSI values are noted in the aneurysm bulge, especially in the central area, indicating oscillatory flow patterns and possible recirculation. The banded OSI distribution within the aneurysm indicates alternating areas of high and low oscillation, probably resulting from the interaction between the incoming flow and the enlarged geometry. The asymmetric model, characterized by a more prominent bulbous morphology, also exhibits low OSI both at inlet and aneurysm outlet. Nevertheless, the aneurysm sac demonstrates a more intricate OSI distribution. Peak OSI values are concentrated near the distal neck, signifying pronounced flow oscillations and probable recirculation in this crucial area. The more diffuse and less structured OSI pattern, in contrast to the symmetric model, indicates heightened flow complexity within the aneurysm.

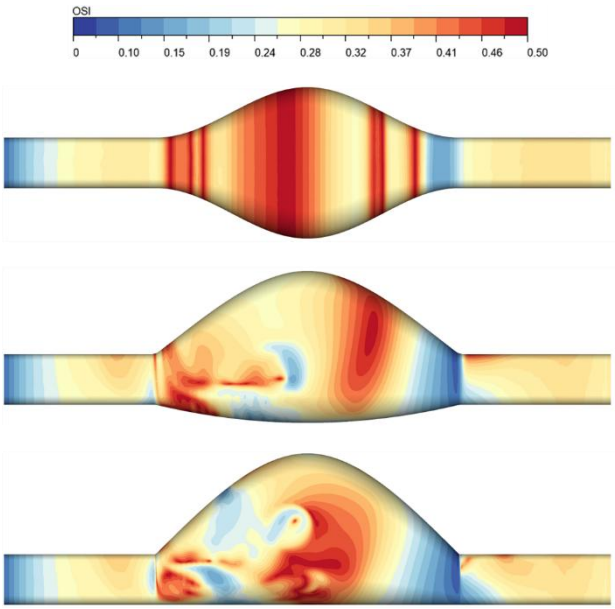


Figure 7. OSI distribution during the cardiac cycle

The fully asymmetric model exhibits the most intricate OSI distribution. Elevated OSI values are concentrated in a specific area of the aneurysm sac, indicating a localized region of flow recirculation and oscillation, which may signify a complex vortex structure. Similar to the other models, the inlet and aneurysm outlet regions exhibit low OSI values. The localized characteristics of the high OSI region in this model indicate a more concentrated zone of disturbed flow in contrast to the more diffuse patterns seen in the other two models. As the aneurysm shape becomes increasingly complex and irregular, the regions of elevated OSI become more localized and concentrated, signifying a transition from diffuse oscillatory flow patterns to more defined areas of flow disturbance and potential thrombus development. The symmetric aneurysm displays a more diffuse pattern of elevated OSI, whereas the two irregular aneurysms show progressively localized areas of high OSI, indicating a possible correlation between aneurysm morphology and the risk of flow-related complications.

In Fig. 8, TAWSS distribution is presented. The symmetric aneurysm model displays a pronounced banded pattern of TAWSS within the aneurysm sac, marked by alternating areas of elevated and decreased values. This pattern likely results from the interaction of the incoming flow with the symmetrically expanded geometry, causing oscillatory flow patterns and alterations in shear stress. The peak TAWSS values are recorded at the inlet and aneurysm outlet, aligning with the restricted geometry and enhanced flow in these areas.

In contrast, the comparatively low TAWSS within the aneurysm sac, especially in the central area, indicates a region of flow stagnation and possible vulnerability to aneurysm expansion. This observation corresponds with the clinical understanding that low wall shear stress environments facilitate aneurysm formation.

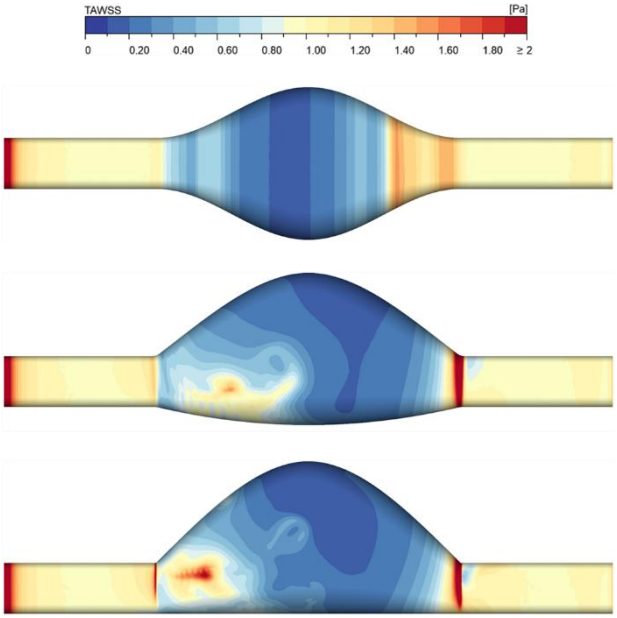


Figure 8. TAWSS distribution during the cardiac cycle

The asymmetric aneurysm model exhibits a more heterogeneous distribution of TAWSS than the symmetric model. The highest TAWSS values are primarily located at the inlet and outlet, whereas the aneurysm sac displays a more intricate pattern. A region of markedly low TAWSS is noted near the distal neck of the aneurysm, indicating an area for flow recirculation and possible stasis. This localized decrease in TAWSS may facilitate additional aneurysm enlargement or rupture at this location. The asymmetry of the aneurysm's geometry likely disturbs the flow patterns, resulting in a more irregular distribution of shear stress than the symmetric model. The fully asymmetric model exhibits the most complex TAWSS distribution, demonstrating the intricate geometry of the aneurysm. As with the prior models, the inlet and aneurysm outlet regions exhibit the highest TAWSS values. Nonetheless, a specific and markedly localized area of extremely low TAWSS is apparent within the aneurysm sac. This region of low shear stress indicates a significant flow disturbance, likely containing complex vortex structures and facilitating thrombus formation. The irregular geometry of the fully asymmetric model likely intensifies flow complexity, resulting in a more significant localization of low TAWSS and an increased risk of flow-related complications.

In Fig. 9, RRT distribution is compared between idealized models of AAA. The symmetric aneurysm model displays a specific pattern of RRT, with raised values predominantly located within the aneurysm sac. The striped pattern of the RRT contours in the sac indicates alternating areas of increased and decreased residence times, presumably reflecting the oscillatory flow patterns identified in this model. Reduced RRT values are noted in the inlet and aneurysm outlet sections, signifying the accelerated, more directed flow in these areas. The elevated RRT in the central region of the aneurysm sac indicates a prolonged particle residence time and an increased risk of thrombus formation.

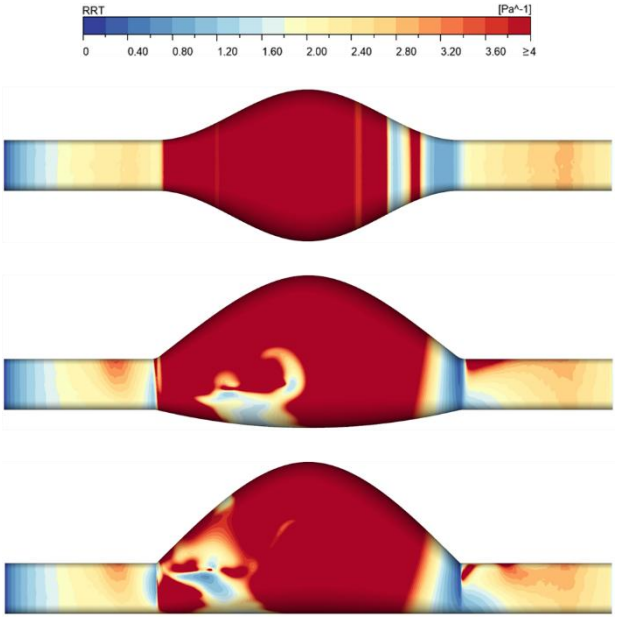


Figure 9. RRT distribution during the cardiac cycle

The asymmetric aneurysm model exhibits a more intricate RRT distribution. Likewise, to the symmetric model, elevated RRT values accumulate within the aneurysmal sac. The distribution is more heterogeneous, featuring a notable area of markedly increased RRT adjacent to the distal neck of the aneurysm. This localized region of elevated RRT indicates a focal point for flow stasis and a potential site for thrombus development. The asymmetry of the aneurysm's geometry likely disturbs the flow patterns, resulting in a more irregular distribution of residence times relative to the symmetric model. The fully asymmetric model exhibits the most complicated and diverse RRT distribution, mirroring the intricate shape of the aneurysm. The inlet and aneurysm outlet regions exhibit lower RRT values, whereas the aneurysm sac displays a specific area of significantly increased RRT. This localized area of elevated RRT is wider and prominent than in the asymmetric model, indicating a greater zone of flow stasis and a potentially increased risk of thrombus formation. The geometry complexity of the fully asymmetric model likely intensifies flow disturbances, leading to a broader area of elevated RRT and heightened risk of flow-related complications.

In Fig. 10, ECAP is analyzed and illustrated. The symmetric aneurysm model displays a banded ECAP distribution within the aneurysm sac, characterized by alternating regions of elevated and decreasing values. This pattern corresponds with the oscillatory flow dynamics observed in this model; wherein varying shear stress may induce endothelial activation. The minimal ECAP values are noted in the inlet and outlet sections, signifying a comparatively stable hemodynamic

environment in these areas. The increased ECAP values in the central area of the aneurysm sac indicate a zone prone to endothelial activation.

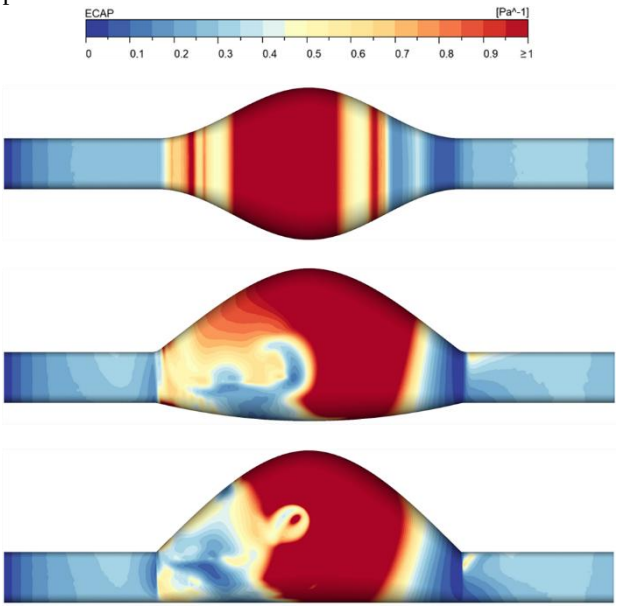


Figure 10. ECAP distribution during the cardiac cycle

The asymmetric aneurysm model exhibits a more intricate ECAP distribution. Although the inlet and outlet exhibit low ECAP values, the aneurysm sac displays a more heterogeneous pattern. A specific area of elevated ECAP is noted near the distal neck of the aneurysm, indicating a localized zone of endothelial activation. The localized elevation in ECAP may be ascribed to the disrupted flow patterns and higher oscillatory shear stress in this area. The aneurysm's asymmetry likely enhances the more concentrated and pronounced elevation of ECAP in comparison to the symmetric model. The fully asymmetric model exhibits the most complex and heterogeneous ECAP distribution, mirroring the intricate geometry of the aneurysm. Likewise with prior models, the inlet and outlet regions display low ECAP values. The aneurysm sac demonstrates a distinct area of significantly increased ECAP. This region of elevated ECAP is larger and more intense than the asymmetric model, indicating a more significant area of endothelial activation and a potentially increased risk of aneurysm progression. The intricate geometry of the fully asymmetric model likely intensifies flow disturbances, resulting in a more pronounced and concentrated area of elevated ECAP.

In order to improve the authenticity and accuracy of the study, we used patient-specific aneurysm model in the second phase of the study. Fig. 11 illustrates velocity streamlines within the aneurysm at two specific moments in the cardiac cycle: (a) at the minimum point and (b) the peak point. The streamlines inside the aneurysm appear uniform and smoother at the minimum point of the cardiac cycle (Fig.11a), indicating slower and less disrupted flow. The enlarged perspective indicates a certain level of swirling motion, yet the general flow pattern appears comparatively streamlined. This aligns with the reduced velocities anticipated during the diastolic phase of the cardiac cycle. At the peak of the cardiac cycle (Fig. 11b), the streamlines within the aneurysm exhibit considerable complexity and irregularity. The enlarged perspective exposes complex swirling patterns and areas of recirculation, signifying elevated velocities and greater flow disruption. The elevated complexity of the streamlines indicates the existence of vortices and possibly unstable flow patterns, which may facilitate aneurysm development and rupture.

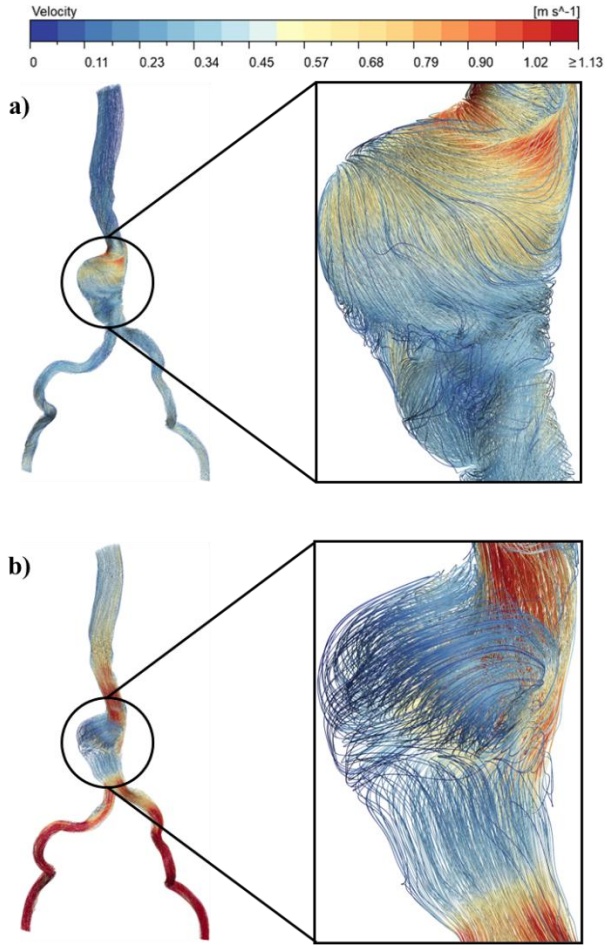


Figure 11. Velocity contours and streamlines of the patient-specific model at the point of a) minimum velocity and b) peak velocity.

In Fig. 12, The TAP contour indicates a pressure gradient across the AAA. The maximum pressure values (red) have been captured at the inlet, aligning with the estimated pressure distribution in the flow. The pressure progressively diminishes as blood traverses the aneurysm and enters the outlet vessels. The aneurysm sac exhibits a relatively uniform pressure distribution, yet slightly lower than that of the inlet. The pressure in the outlet branches seems to have decreased compared to that in the aneurysm sac, aligning with the distal transmission of pressure waves and energy dissipation. The areas of reduced pressure in the distal branches and specific regions of the aneurysm sac may suggest flow recirculation or stasis. This comprehensive pressure distribution offers critical insights into the hemodynamic conditions within the aneurysm and can be utilized to evaluate the risk of rupture or other complications.

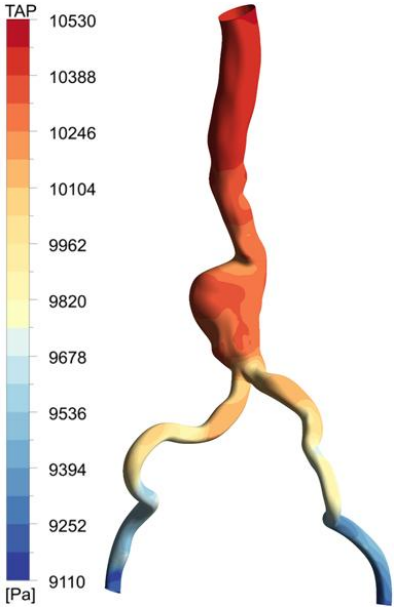


Figure 12. TAP distribution during the cardiac cycle

Fig. 13 displays OSI distribution on patient-specific model. High OSI values are specifically localized within the aneurysm sac, especially on the anterior and posterior surfaces of the dilated area. The localized regions of elevated OSI indicate substantial temporal fluctuations in WSS direction, which may lead to endothelial dysfunction and inflammation. Additionally, increased OSI is found near the distal neck of the aneurysm, where the flow alters from the expanded sac to the more uniform downstream vessel. This area of elevated OSI may be especially vulnerable to flow fluctuations. Conversely, the proximal aorta demonstrates comparatively low OSI values, signifying a more unidirectional and stable flow pattern. This observation aligns with the anticipated hemodynamic behavior in healthy arterial segments.

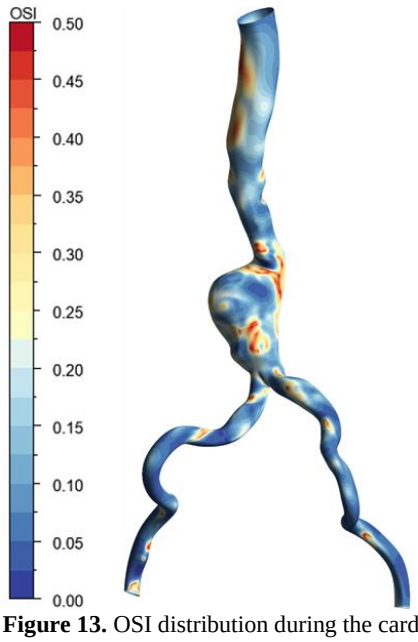


Figure 13. OSI distribution during the cardiac cycle

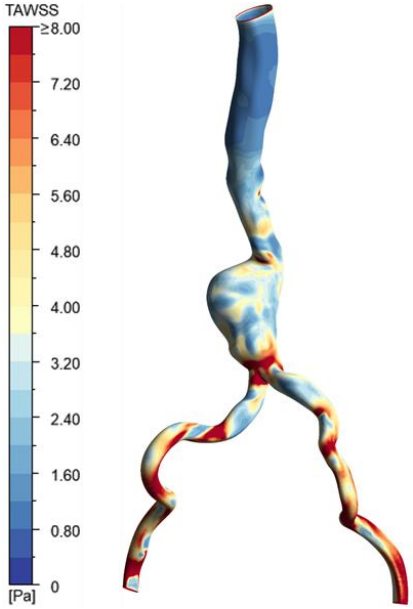


Figure 14. TAWSS distribution during the cardiac cycle

In Fig. 14, TAWSS is illustrated. As can be seen, elevated TAWSS values are predominantly found in the comparatively straight parts of the proximal aorta and the distal iliac arteries. These regions generally exhibit more consistent and directional flow, resulting in increased shear stress. In contrast, diminished TAWSS values are localized within the aneurysm sac, especially at the distal region and along the posterior wall. Regions with diminished TAWSS frequently correlate with flow disruptions, recirculation, and stasis, which may facilitate aneurysm expansion and thrombus development. The transition zones between elevated and diminished TAWSS may also be prone to endothelial dysfunction due to variable shear stress levels. The comprehensive TAWSS distribution underscores the diverse hemodynamic conditions within the AAA, offering essential insights for evaluating complication risks and informing potential treatment approaches.

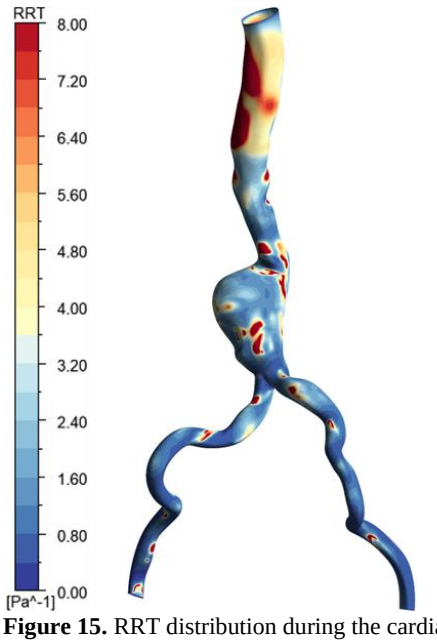


Figure 15. RRT distribution during the cardiac cycle

In Fig. 15, RRT distribution with presented patient-specific model of AAA visualized. Elevated RRT values are primarily detected within the aneurysm sac. These elevated RRT regions indicate areas characterized by slow; recirculating, or stagnant blood flow. These flow conditions promote an environment favorable for thrombus formation, as blood components have increased opportunities to engage with the vessel wall and activate the coagulation cascade. The posterior wall and regions with irregular geometry, such as bulges or inflections, within the aneurysm sac demonstrate notably elevated RRT values. In contrast, low RRT values are predominantly found in the relatively linear and uniform segments of the proximal and distal arteries, both upstream and downstream of the aneurysm. The transition zones between elevated and diminished RRT denote regions where blood flow undergoes fluctuating levels of stagnation and acceleration. Transitional regions are especially vulnerable to fluctuations in shear stress, potentially leading to endothelial dysfunction and inflammation.

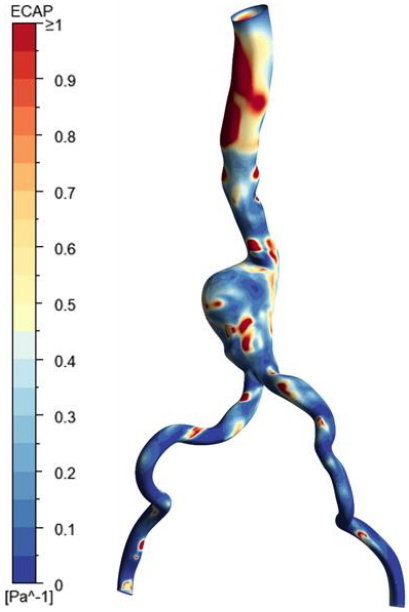


Figure 16. ECAP distribution during the cardiac cycle.

Fig. 16 displays ECAP distribution on realistic AAA model. Elevated ECAP values are predominantly located within the aneurysm sac, especially along the anterior and posterior walls and adjacent to the distal neck. The localized regions of elevated ECAP indicate that the endothelial cells in these areas are subjected to hemodynamic conditions that facilitate activation. Such conditions may encompass diminished and fluctuating WSS and extended residence time of blood constituents adjacent to the vessel wall. Activation of endothelial cells can initiate a series of responses, leading to aneurysm enlargement, thrombus development, and eventual rupture. In contrast, lowered ECAP values are noted in the relatively linear and uniform segments of the proximal and distal arteries. In these regions, the hemodynamic conditions are more stable and favorable for normal endothelial cell function. The decreased ECAP values in these areas indicate a reduced likelihood of endothelial activation and ensuing pathological developments. The transition zones between elevated and diminished ECAP signify regions where hemodynamic conditions exhibit greater variability. These transitional regions may undergo variations in WSS and other hemodynamic parameters, potentially resulting in sporadic endothelial cell activation.

Conclusion

In this work, we performed numerical analyzes to examine the impact of aneurysm shape on the hemodynamic parameters within AAA. Initially, three idealized AAA geometries; symmetric, asymmetric, and fully asymmetric; were analyzed to comprehensively obtain the influence of shape asymmetry on critical hemodynamic parameters. To connect theoretical models with clinical applicability, the studies were expanded to include a patient-specific AAA geometry obtained from a publicly accessible vascular database. The idealized models demonstrated notable changes in flow dynamics, wall shear stress distribution, pressure patterns, and residence periods based on the level of asymmetry. As the structure of the aneurysm got increasingly irregular, especially in the fully asymmetric model, flow patterns exhibited heightened recirculation, vortex formation grew more intricate, and areas with low TAWSS, high OSI, RRT, and ECAP became more confined and apparent. These areas, particularly in the distal sac and along the posterior wall, are well-established as prospective locations for thrombus development, aneurysm advancement, and subsequent rupture. The symmetric model had more dispersed distributions of hemodynamic markers, but the asymmetric and fully asymmetric models localized these risks, underscoring the significance of morphological characteristics in risk categorization. The patient-specific model corroborated and validated these findings under more anatomically accurate conditions. The streamline and pressure patterns reflected the trends seen in idealized examples, with increased flow disruptions and pressure buildup apparent within the aneurysmal sac. Correspondingly, isolated areas of increased OSI and ECAP were identified around the anterior and posterior sac walls and adjacent to the distal neck, corresponding with established clinical locations of ILT development and rupture. The TAWSS and RRT patterns matched the expected trends, confirming that flow stasis and shear oscillations are more prevalent in aneurysmal regions, attributable to geometric abnormalities. Overall, this study highlights that aneurysm morphology is not only anatomical characteristics but also a factor influencing hemodynamic risk. The results indicate that a quantitative evaluation of morphological asymmetry and localized hemodynamic indicators, including TAWSS, OSI, RRT, and ECAP, can yield a more refined and precise estimate of AAA rupture risk compared to diameter-based criteria alone. The use of patient-specific models enhances the translational capacity of CFD-based hemodynamic evaluations in clinical diagnostics and therapy planning.

REFERENCES

Arzani, A., Suh, G. Y., Dalman, R. L., & Shadden, S. C. (2014). A longitudinal comparison of hemodynamics and intraluminal thrombus deposition in abdominal aortic aneurysms. American Journal of Physiology-Heart and Circulatory Physiology, 307(12), H1786-H1795.

Boniforti, M. A., Di Bella, L., & Magini, R. (2021). On the role of hemodynamics in predicting rupture of the abdominal aortic aneurysm. Journal of Zhejiang University-SCIENCE A, 22(12), 957-978.

Boyd, A. J., Kuhn, D. C., Lozowy, R. J., & Kulbisky, G. P. (2016). Low wall shear stress predominates at sites of abdominal aortic aneurysm rupture. Journal of vascular surgery, 63(6), 1613-1619.

Carvalho, V., Rodrigues, N., Ribeiro, R., Costa, P. F., Teixeira, J. C., Lima, R. A., & Teixeira, S. F. (2021). Hemodynamic study in 3D printed stenotic coronary artery models: experimental validation and transient simulation. Computer methods in biomechanics and biomedical engineering, 24(6), 623-636.

Chung, T. K., da Silva, E. S., & Raghavan, S. M. (2017). Does elevated wall tension cause aortic aneurysm rupture? Investigation using a subject-specific heterogeneous model. Journal of biomechanics, 64, 164-171.

Deplano, V., Knapp, Y., Bailly, L., & Bertrand, E. (2014). Flow of a blood analogue fluid in a compliant abdominal aortic aneurysm model: Experimental modelling. Journal of biomechanics, 47(6), 1262-1269.

Deplano, V., Knapp, Y., Bertrand, E., & Gaillard, E. (2007). Flow behaviour in an asymmetric compliant experimental model for abdominal aortic aneurysm. Journal of biomechanics, 40(11), 2406-2413.

Doyle, B. J., McGloughlin, T. M., Kavanagh, E. G., & Hoskins, P. R. (2014). From detection to rupture: a serial computational fluid dynamics case study of a rapidly expanding, patient-specific, ruptured abdominal aortic aneurysm. In Computational biomechanics for medicine: fundamental science and patient-specific applications (pp. 53-68). New York, NY: Springer New York.

Elhanafy, A., Guaily, A., & Elsaid, A. (2019). Numerical simulation of blood flow in abdominal aortic aneurysms: Effects of blood shear-thinning and viscoelastic properties. Mathematics and Computers in Simulation, 160, 55-71.

Finol, E. A., Keyhani, K., & Amon, C. H. (2003). The effect of asymmetry in abdominal aortic aneurysms under physiologically realistic pulsatile flow conditions. J. Biomech. Eng., 125(2), 207-217.

Forneris, A., Marotti, F. B., Satriano, A., Moore, R. D., & Di Martino, E. S. (2020). A novel combined fluid dynamic and strain analysis approach identified abdominal aortic aneurysm rupture. Journal of vascular surgery cases and innovative techniques, 6(2), 172.

Javadzadegan, A., Fakhim, B., Behnia, M., & Behnia, M. (2014). Fluid-structure interaction investigation of spiral flow in a model of abdominal aortic aneurysm. European Journal of Mechanics-B/Fluids, 46, 109-117.

Javadzadegan, A., Simmons, A., Behnia, M., & Barber, T. (2017). Computational modelling of abdominal aortic aneurysms: Effect of suprarenal vs infrarenal positions. European Journal of Mechanics-B/Fluids, 61, 112-124.

Kaewchoothong, N., Algabri, Y. A., Assawalertsakul, T., Nuntadusit, C., & Chatpun, S. (2022). Computational study of abdominal aortic aneurysms with severely angulated neck based on transient hemodynamics using an idealized model. Applied Sciences, 12(4), 2113.

Lederle, F. A., Johnson, G. R., Wilson, S. E., Chute, E. P., Littooy, F. N., Bandyk, D., ... & Aneurysm Detection and Management (ADAM) Veterans Affairs Cooperative Study Group*. (1997). Prevalence and associations of abdominal aortic aneurysm detected through screening. Annals of internal medicine, 126(6), 441-449.

Les, A. S., Shadden, S. C., Figueroa, C. A., Park, J. M., Tedesco, M. M., Herfkens, R. J., ... & Taylor, C. A. (2010). Quantification of hemodynamics in abdominal aortic aneurysms during rest and exercise using magnetic resonance imaging and computational fluid dynamics. Annals of biomedical engineering, 38, 1288-1313.

Li, Z., & Kleinstreuer, C. (2005). Blood flow and structure interactions in a stented abdominal aortic aneurysm model. Medical engineering & physics, 27(5), 369-382.

Li, Z., Hu, L., Chen, C., Wang, Z., Zhou, Z., & Chen, Y. (2019). Hemodynamic performance of multilayer stents in the treatment of aneurysms with a branch attached. Scientific reports, 9(1), 10193.

Lim, J., Truong, H. D., Song, T. Y., Giam, W. J. H., Koh, E. L., & Tan, J. K. S. (2024). The interdependent hemodynamic influence between abdominal aortic aneurysm and renal artery stenosis. Scientific Reports, 14(1), 31986.

McGloughlin, T. M., & Doyle, B. J. (2010). New approaches to abdominal aortic aneurysm rupture risk assessment: engineering insights with clinical gain. Arteriosclerosis, thrombosis, and vascular biology, 30(9), 1687-1694.

Mutlu, O., Salman, H. E., Al-Thani, H., El-Menyar, A., Qidwai, U. A., & Yalcin, H. C. (2023). How does hemodynamics affect rupture tissue mechanics in

abdominal aortic aneurysm: Focus on wall shear stress derived parameters, time-averaged wall shear stress, oscillatory shear index, endothelial cell activation potential, and relative residence time. Computers in biology and medicine, 154, 106609.

Olufsen, M. S., Peskin, C. S., Kim, W. Y., Pedersen, E. M., Nadim, A., & Larsen, J. (2000). Numerical simulation and experimental validation of blood flow in arteries with structured-tree outflow conditions. Annals of biomedical engineering, 28, 1281-1299.

Philip, N. T., Patnaik, B. S. V., & Sudhir, B. J. (2022). Hemodynamic simulation of abdominal aortic aneurysm on idealised models: Investigation of stress parameters during disease progression. Computer Methods and Programs in Biomedicine, 213, 106508.

Pinto, S. I. S., Romano, E., António, C. C., Sousa, L. C., & Castro, C. F. (2020). The impact of non-linear viscoelastic property of blood in right coronary arteries hemodynamics—A numerical implementation. International Journal of Non-Linear Mechanics, 123, 103477.

Psiuk-Maksymowicz, K., Borys, D., Melka, B., Gracka, M., Adamczyk, W. P., Rojczyk, M., ... & Bialecki, R. A. (2024). Methodology of generation of CFD meshes and 4D shape reconstruction of coronary arteries from patient-specific dynamic CT. Scientific Reports, 14(1), 2201.

Qiu, Y., Wang, J., Zhao, J., Wang, T., Zheng, T., & Yuan, D. (2022). Association between blood flow pattern and rupture risk of abdominal aortic aneurysm based on computational fluid dynamics. European Journal of Vascular and Endovascular Surgery, 64(2-3), 155-164.

Salavatidezfouli, S., Barzegar, S., Sheidani, A., Hajisharifi, A., Girfoglio, M., Stabile, G., & Rozza, G. (2024). Effect of particle aspect ratio in targeted drug delivery in abdominal aortic aneurysm. European Journal of Mechanics-B/Fluids, 106, 181-196.

Salman, H. E., Ramazanli, B., Yavuz, M. M., & Yalcin, H. C. (2019). Biomechanical investigation of disturbed hemodynamics-induced tissue degeneration in abdominal aortic aneurysms using computational and experimental techniques. Frontiers in bioengineering and biotechnology, 7, 111.

Scotti, C. M., Shkolnik, A. D., Muluk, S. C., & Finol, E. A. (2005). Fluid-structure interaction in abdominal aortic aneurysms: effects of asymmetry and wall thickness. Biomedical engineering online, 4, 1-22.

Soudah, E., Ng, E. Y. K., Loong, T. H., Bordone, M., Pua, U., & Narayanan, S. (2013). CFD modelling of abdominal aortic aneurysm on hemodynamic loads using a realistic geometry with CT. Computational and mathematical methods in medicine, 2013(1), 472564.

Stemkens, B., Paulson, E. S., & Tijssen, R. H. (2018). Nuts and bolts of 4D-MRI for radiotherapy. Physics in Medicine & Biology, 63(21), 21TR01.

Trenti, C., Ziegler, M., BjarnegÃ, N., Ebbers, T., Lindenberger, M., & Dyverfeldt, P. (2022). Wall shear stress and relative residence time as potential risk factors for abdominal aortic aneurysms in males: a 4D flow cardiovascular magnetic resonance case "control study. Journal of Cardiovascular Magnetic Resonance, 24(1), 18.

ULIBTK'25 Uluslararası Katılımlı 25. Isı Bilimi ve Tekniği Kongresi

10-12 Eylül 2025, ADANA

NUMERICAL ANALYSIS OF COANDA EFFECT-BASED LIFT GENERATION ON BEZIER CURVE-MODIFIED UAV GEOMETRY

Hilal AKSOY*, Gokturk Memduh OZKAN**

* Çukurova University, Faculty of Engineering, Department of Mechanical Engineering

01330 Sarıçam, ADANA, hilalaksoy2218@gmail.com

** Çukurova University, Faculty of Engineering, Department of Mechanical Engineering

01330 Sarıçam, ADANA, gmozkan@cu.edu.tr

ABSTRACT: This study focuses on the design and development of a novel unmanned aerial vehicle (UAV) with a convex frame, engineered to utilize the Coanda effect for enhanced lift and control. The project investigates the aerodynamic benefits of non-conventional outer-surface airflow manipulation for vertical take-off and stable flight. ANSYS Fluent package program is used for CFD analysis. This research aims to advance drone technology by proposing a unique design, offering potential improvements in safety, noise reduction, and operational versatility.

Keywords: Coanda Effect, UAV, Convex Frame, Aerodynamics, CFD

1. INTRODUCTION

A significant renewal of interest in Coanda effect-assisted lift generation for aircraft has been observed recently, largely due to the continuous advancements in Unmanned Aerial Vehicle (UAV) technologies. This renewed focus is evidenced by a growing community of proponents and the frequent appearance of new online resources dedicated to Coanda-effect UAVs. This expanding interest underscores the necessity for a systematic and rigorous investigation of this promising lift-generation mechanism.

Principally, this study delves into the numerical examination of multiple possible Coanda-effect UAV configurations.While UAVs are relatively straightforward to construct and test physically, numerical simulations offer distinct advantages, including substantial savings in both time and effort, alongside the capability for precise parametric analysis. This study operates under the primary assumption that the lift developed by these UAVs scales directly with the extent of the surface area where the jet flow remains adhered. Consequently, a primary objective is to maximize the attachment length of the wall jet to the lifting surface. It is intuitively understood that a surface with higher curvature tends to cause earlier jet detachment, thereby promoting separation. Therefore, a critical aspect of this study involves testing various configurations that feature increasing curvatures of the lifting surface.

For this study, the particular configuration under investigation was developed by altering inputs within a class function, thereby delineating the geometry through an associated shape function. This representation will be elaborated in a subsequent section of the paper. It is important to note that two-dimensional simulations are carried out under the assumption of axial symmetry of the flow. Furthermore, it is well-established that injecting fluid can "energize" the boundary layer, consequently rendering it less susceptible to early separation.

Prototypes of battery-operated UAVs have effectively demonstrated both lift creation and flight control by leveraging the Coanda effect. A noteworthy example is the Coanda-effect unmanned air vehicle developed by Geoff's Flying Saucer (GFS) Projects in the UK, boasting a 0.91-meter diameter and a mass of 5.45 kilograms. Prior studies with similar aims have also incorporated aircraft of analogous dimensions; therefore, a 1-meter diameter was chosen as the standard for the UAV model in the current research. (Nikola Mirkov, 2010).

British inventor Geoffrey Hutton and his GFS Project team proposed a circular Coanda Effect UAV in the 1990s, later evolving into an octagonal design with flat trailing edge flaps (Figure 1). Inspired by GFS, Jean-Louis Naudin developed his own Coanda-effect UAV in 2006, utilizing electric motors to achieve vertical take-off and hover capabilities akin to a helicopter. Naudin's N-01A design was directly influenced by Hutton's GFS Project Limited vehicle. Based on this observation, it becomes imperative that power designated for hover and maneuver is exploited with the utmost economy. The undeniable requirement for detailed experimental and numerical inquiry is addressed in the current work, as this study seeks to introduce novel perspectives and knowledge into enhancing Coandă-effect-based lift production for UAV uses. The present work primarily investigates, through numerical analysis, the contribution of Bezier-curve-defined UAV geometry to lift formation via the Coandă effect, establishing a basis for more efficient and robust designs.

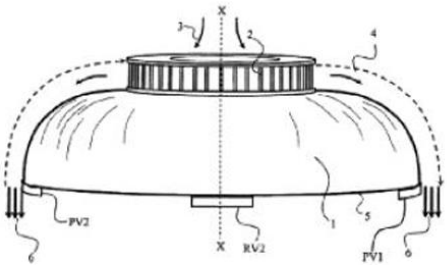


Figure 1 Geoffrey Hutton's First UAV Model. (NAUDIN, 2010)

2. METHODOLOGY

This study employs a numerical investigation approach to analyze the aerodynamic performance of a semi-symmetrical convex UAV profile designed for lift generation via the Coanda effect. The methodology involves a combination of geometrical modeling, computational fluid dynamics (CFD) simulations, and detailed examination to understand the complex flow phenomena and their contribution to lift. The numerical approach offers significant advantages over purely experimental methods, such as cost-effectiveness, the ability to rapidly test numerous design iterations, and precise control over environmental conditions, all of which are crucial for future optimization studies.

The pressure distribution on the Coanda surface, crucial for understanding the lift generation, is quantified by the pressure coefficient (C_p), defined as:

$$C_p = \frac{P - P_\infty}{\frac{1}{2}pV^2} \quad (1)$$

where P is the local static pressure and P∞ is the freestream static pressure.

Specifically, the Coanda effect, which causes the jet flow to adhere to the curved surface, creates a significant pressure differential. This pressure differential is fundamentally linked to the deflection of the jet flow. As the jet bends to follow the curved surface, it experiences a change in momentum in the direction perpendicular to the surface. By Newton's third law, an equal and opposite reaction force is exerted on the surface, contributing directly to the lift. This adherence leads to a reduction in static pressure (P) on the convex surface, causing P−P∞ to be negative. According to the pressure coefficient (C_p) definition provided above, this results in a negative C_p value over the Coanda surface (Figure 6). This localized low-pressure region is the direct contributor to the generation of aerodynamic lift, pulling the UAV upwards.

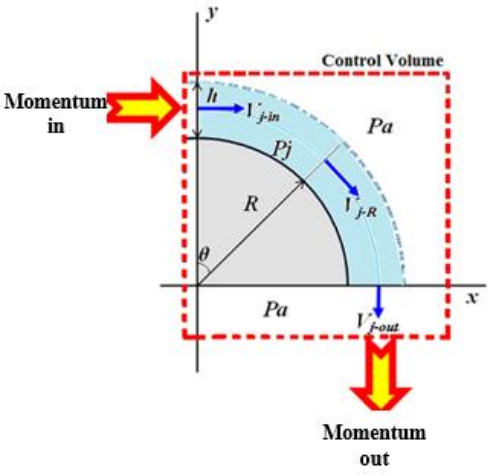


Figure 2 Schematic representation of the control volume and momentum of UAV. (R.I Ahmed, 2017)

$$\rho\left(\frac{\partial V}{\partial t} + V \cdot \nabla V\right) = -\nabla P + \mu\nabla^{2V} + \rho g \quad (2)$$

The above equation, a fundamental expression of the conservation of momentum for fluid flow, governs the motion of the fluid within the computational domain. It states that the rate of change of momentum of a fluid particle (left-hand side, representing local and convective acceleration multiplied by density) is equal to the sum of the forces acting upon it (right-hand side). These forces include the pressure gradient, viscous stresses, and gravitational body forces. In the context of the Coanda effect on a convex surface, this equation is pivotal as it rigorously describes how the pressure differentials and viscous effects, driven by the jet's adherence and deflection along the curved profile, induce a change in the fluid's momentum, particularly in the vertical direction. This momentum change, by Newton's Third

Law, results in an upward reaction force on the UAV, thus generating lift.

2.1 Geometrical Modeling

The UAV's two-dimensional profile is precisely defined using Bezier curves. This mathematical representation is utilized to generate smooth and parametric curves defined by a set of control points. Bezier curves enable the intuitive creation of complex shapes in CAD (Computer-Aided Design) software and computer graphics. A Bezier curve is typically defined by a parameter (t) ranging from 0 to 1, and points on the curve are calculated as a weighted sum of the control points using Bernstein polynomials.

Specifically, Cubic Bezier curves are defined by four control points (P0, P1, P2, P3), and their mathematical formula is as follows:

$$B(t) = (1-t)^3 P_0 + 3(1-t)^2 t P_1 + 3(1-t)t^2\, P_2 + t^3 P_3, \quad 0 \le t \le 1 \tag{3}$$

Here, P_0 represents the starting point of the curve, P_3 is the ending point, while P_1 and P_2 are intermediate control points that crucially influence the curve's shape and curvature. The parameter (t) determines the position of a point on the curve as it progresses from 0 to 1. In this study, separate Bezier curves have been employed for the upper and lower surfaces of the UAV. Each curve is constructed with specific sets of control points to ensure the aerodynamic properties of the profile and the optimization of the Coanda effect. The coordinates of these control points are carefully selected to achieve a profile that enables efficient jet attachment and subsequent lift generation.

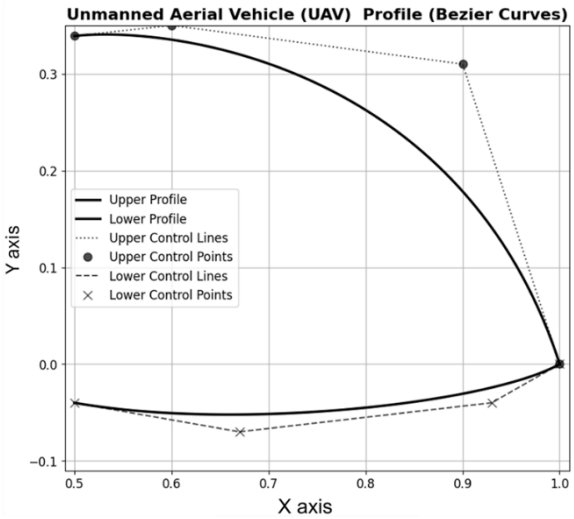


Figure 3. Bezier curve modified geometry.

3. NUMERICAL SOLUTION

The numerical analysis of the UAV geometry was performed using a 2D axially symmetric representation. The computational domain for the flow analysis featured an inlet channel with an aspect ratio of 20 (Figure 4), ensuring consistent flow conditions. The air inlet height was set to 0.05m, corresponding to an overall aircraft diameter of 1m. A constant velocity magnitude of 20 m/s was applied at the inflow boundary. While this value was a back-of-the-envelope estimate and not derived from direct measurement of an actual aircraft, it aligns with the middle range of velocity magnitudes reported by Naudin (NAUDIN, 2010) in his experimental studies on Coanda-effect-based thrust. The fluid flow was governed by the Reynolds Averaged Navier-Stokes (RANS) equations, which were solved utilizing the ANSYS Fluent 2020 R2 software package. The complete derivations of the RANS equations and the SST model are omitted from this discussion, given their comprehensive coverage in established literatüre (ANSYS, 2023). The SST model was chosen for its robust performance, effectively merging the strengths of both the k-ε and k-ω models; notably, its k-ω component is particularly effective in the viscous sublayer of the boundary layer due to its independence from damping functions. All computational simulations were performed under steady-state conditions. The pressure correction and momentum equations were solved iteratively using the widely recognized SIMPLE algorithm, with discretization schemes configured for second-order accuracy to ensure precise outcomes.

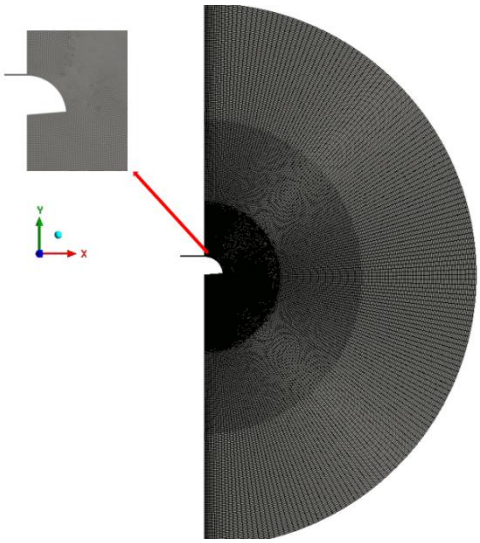


Figure 4. Mesh details of geometry.

A comprehensive mesh independence study was conducted to ensure that the CFD simulation results for lift force were independent of the mesh resolution. This process involved systematically increasing the number of mesh elements and observing the corresponding changes in the calculated total lift force. The study commenced with a relatively coarse mesh and progressively refined the mesh density.

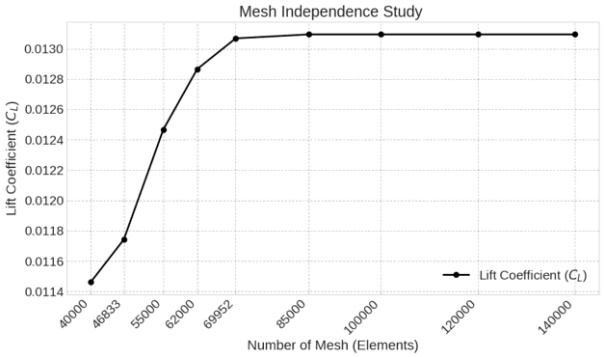


Figure 5. Mesh Independency Analysis.

4. RESULTS

The primary aim of this work is to optimize the overall aerodynamic efficiency of the specific UAV. Crucially, the ratio of inlet velocity to generated thrust, for defined inlet and lifting body sizes, is identified as the most significant performance indicator obtainable from experimental or numerical investigations. As shown in Figure 6, the "Coanda Surface" displays a sharp initial C_p drop to a significant negative value ($C_p \approx -1.90\times10^2$), indicating robust jet acceleration and attachment, which creates the primary low-pressure lift region. This highly negative C_p is largely sustained, confirming efficient Coanda effect operation. The pressure contours shown in Figure 7 reveal a distinct region of significantly low pressure along the convex upper surface immediately downstream of the nozzle exit. The higher magnitude of negative pressure on the upper convex surface indicates a higher velocity in that region, and the lower magnitude of negative pressure on the bottom surface substantiates the fundamental conditions for lift generation.

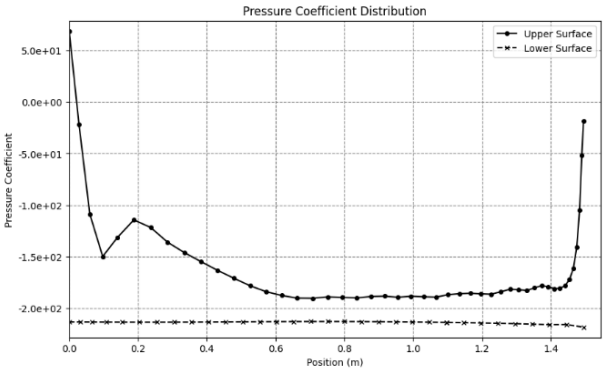


Figure 6. The coefficient of pressure of Coanda Blanket.

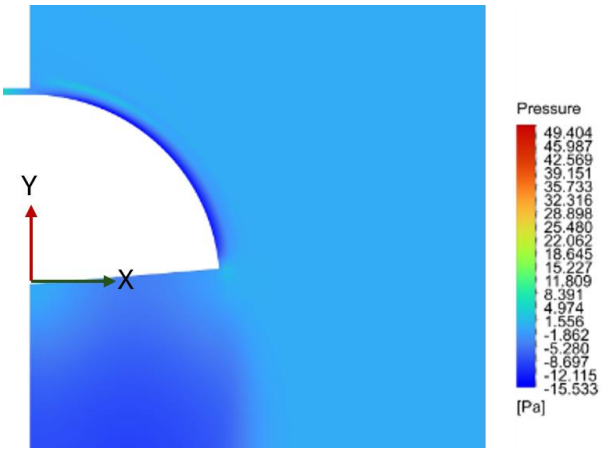


Figure 7. The pressure contours of UAV.

Concurrently, the velocity contour demonstrates the high-speed jet smoothly attaching to and following the contour of the Coanda surface (Figure 8). Although some flow separation or recirculation is observed further downstream, the substantial length of sustained jet attachment is evident. This combined visual evidence from both pressure and velocity fields unequivocally supports the effective utilization of the Coanda effect for aerodynamic lift production in this UAV configuration. At a velocity of 20 m/s, the lift obtained from these values was calculated to be 26.5 N. Upon reviewing previous studies in the literature, it was observed that a similar geometry studied at the same velocity yielded a lift value of 13.79 N. (Nikola Mirkov, 2010)

The difference between the two values is considered to arise from the use of Bernstein polynomials in the previous study, while in this study, a more optimal geometry was formed by utilizing Bezier curves, which are a product of Bernstein polynomials.

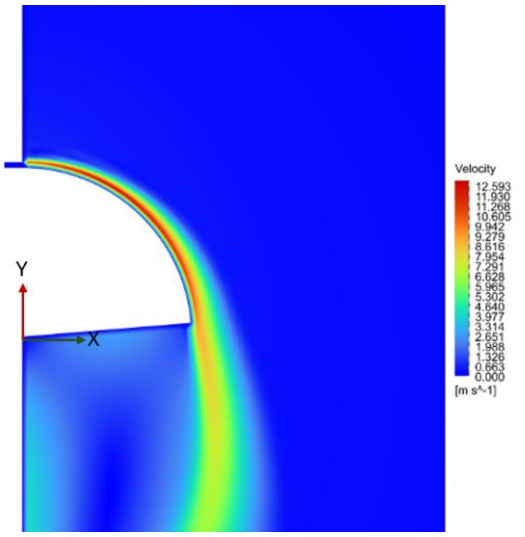


Figure 8. The velocity contours of UAV.

5. CONCLUSION

This study primarily investigated how the Coandă effect aids in lift production, leveraging an optimized geometry derived from Bezier curves, common in design engineering. The investigation involved conducting and thoroughly analyzing numerical simulations. Our findings reveal that the Coandă effect induces a significant pressure gradient close to the trailing edge, a factor directly tied to flow velocity and demonstrably enhancing lift. Furthermore, this phenomenon was cross-referenced and confirmed through a comparison with a prior study that utilized a comparable mathematically defined geometry.

While this study did not incorporate active flow control mechanisms, future work can explore their integration into the configurations. Continued research, including increasing flow velocities and expanding the range of geometric configurations, is anticipated to yield more optimal designs. Such advancements will contribute to the development of highly efficient UAVs, further advancing the state-of-the-art in Coanda effect applications for aerodynamic performance.

6. REFERENCES

Ahmed, R. I., & A. A. (2017). Aerodynamics and flight mechanics of MAV based on Coanda effect. Aerospace Science and Technology, Vol(Issue), Article 137.

ANSYS, Inc. (2023). ANSYS Fluent Theory Guide, Release 2023 R2. Canonsburg, PA: ANSYS, Inc.

Dinca, L., & C., J.-I. (2019). About Aerodynamic Design of a Coanda Effect UAV. In Proceedings of the 7th IEEE International Conference on E-Health and Bioengineering - EHB 2019 (pp. 21-23). Iasi, Romania.

Erdoğan, E. (2014). Coanda Etkili VTOL Hareket Edebilen İnsansız Hava Aracı (Master's thesis).

Gad-el-Hak, M. (2000). Flow Control. In M. Gad-el-Hak (Ed.), Flow Control (pp. 78-140). Cambridge University Press.

Hatton, G., & McIntosh, S. (2005). Craft having flow-producing rotor and gyroscopic stability (U.K. Patent No. GB 2,424,405). United Kingdom Patent Office.

Lee, H. (2017). Design Optimization, Modeling, and Control. IEEE/ASME Transactions on Mechatronics, Vol(Issue), 1327-1335.

Lee, J. Y., Song, S. H., Shon, H. W., Choi, H. R., & Yim, W. (2017). Modeling and Control of a Saucer Type Coanda Effect UAV. In 2017 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA). Singapore.

Mateo Sanguino, T. de J., & Lozano Domínguez, J. M. (2024). Design and stabilization of a Coanda effect-based UAV: Comparative study between fuzzy logic and PID control approaches. Robotics and Autonomous Systems, 175, Article 104662.

Mirkov, N. (2010). Numerical simulation of air jet attachment. In Proceedings of the 27th International Congress of the Aeronautical Sciences (pp. 1-6). Belgrade, Serbia.

Naudin, J. L. (2006). The GFS UAV Project. [Online Project Report]. Accessed: 2010

Schroijen, M. J. T., & v., M. (2009). MAV propulsion system using the Coanda effect. In 45th AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference & Exhibit (pp. 1-10). Colorado, USA: American Institute of Aeronautics and Astronautics.

TELLİ, İ. (2022). Numerical Design of UAV with Coanda Effect

TWO-DIMENSIONAL IDEALIZATION OF CONJUGATE HEAT TRANSFER IN THE COOLING PLATE OF A PEM FUEL CELL

Hüseyin Can Önel*, Alp Tikenoğulları**
* Adana Alparslan Türkeş Science and Technology University, Faculty of Aeronautics and Astronautics, Department of Aerospace Engineering, 01250 Sarıçam, ADANA, hconel@atu.edu.tr
** Turkish Aerospace (TAI), 06980 Kahramankazan, ANKARA, alp.tikenogullari@tai.com.tr

Abstract: Fuel cells convert chemical energy into electricity through electrochemical reactions, offering high efficiency and low emissions. However, managing overheating remains a critical challenge due to the use of thin cooling plates, which, although seemingly suited for 2D modeling, exhibit significant three-dimensional effects. This study assesses the accuracy of a 2D idealization of such a cooling plate by numerically simulating conjugate heat transfer using OpenFOAM, where surface heat fluxes are represented as volumetric heat sources. Simulations are conducted across three different cooling configurations (pipe layouts) and four Reynolds numbers. The predicted maximum plate temperature matches the 3D results within ±2 °C for cooling modes 1 and 3, while mode 2 shows a larger deviation. Pressure drop along the channel is also analyzed and shows consistent discrepancies across all modes due to inherently 3D flow features. A curve-fitting relation is proposed to express the pressure drop as a function of the Reynolds number. Finally, the underlying causes of deviation are discussed, and the fitted coefficients are provided as a reference for future studies employing 2D idealizations. For similar problems, a 3D simulation is recommended when feasible; if not, the significant differences should be acknowledged, and a correction factor should be applied to the 2D results.

Keywords: Conjugate heat transfer, OpenFOAM, Computational Fluid Dynamics, Finite Volume Method

PEM YAKIT HÜCRESİ SOĞUTUCU PLAKASINDA BİRLEŞİK ISI TRANSFERİNİN İKİ BOYUTLU İDEALLEŞTİRİLMESİ

Özet: Yakıt hücreleri, kimyasal enerjiyi elektro-kimyasal reaksiyonlar yoluyla elektriğe dönüştürerek yüksek verimlilik ve düşük emisyon sağlar. Ancak, ince soğutma plakalarının kullanımı nedeniyle aşırı ısınmanın kontrolü önemli bir zorluk oluşturmaktadır. Bu plakalar iki boyutlu (2B) modellenmeye uygun görünse de, belirgin üç boyutlu (3B) etkiler sergiler. Bu çalışma, böyle bir soğutma plakasının 2B idealizasyonunun doğruluğunu, yüzey ısı akılarının hacimsel ısı kaynağı olarak modellendiği eşleşik (conjugate) ısı transferi analizini OpenFOAM kullanarak sayısal olarak incelemektedir. Benzetimler, üç farklı soğutma düzeni (boru yerleşimi) ve dört Reynolds sayısı için gerçekleştirilmiştir. Plakadaki tahmin edilen maksimum sıcaklık, soğutma düzeni 1 ve 3 için 3B sonuçlarla ±2 °C aralığında uyuşurken, düzen 2'de daha büyük bir sapma gözlemlenmiştir. Boru boyunca oluşan basınç kaybı da analiz edilmiş ve tüm düzenlerde, beklenildiği gibi, dikkate değer farklılıklar göstermiştir. Reynolds sayısına bağlı olarak basınç kaybını ifade eden bir eğri uydurma ilişkisi önerilmiştir. Sonuç olarak, bu sapmaların temel nedenleri tartışılmış ve 2B idealizasyon kullanan gelecek çalışmalara referans oluşturmak üzere eğri uydurma katsayıları sunulmuştur. Benzer problemlerin mümkünse 3B çözülmesi, eğer 2B çözüm yapılacak ise kayda değer farkların göz önünde bulundurularak düzeltme katsayılarının kullanılması tavsiye edilmektedir.

Anahtar Kelimler: Birleşik ısı transferi, OpenFOAM, Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği, Sonlu Hacim Yöntemi

INTRODUCTION

The actions taken against the climate change, in recent years, resulted seeking an environmentally-friendly energy source, which can be the carbon-free successor of fossil fuels. Two types of vehicles, namely Battery Electric Vehicles (BEV) and Fuel Cell Vehicles (FCV), distinguish themselves as pure electric vehicles which are the near-future alternatives to fossil-fuel technology. The hydrogen has a great potential for future zero-emission transportation technologies due to its much higher gravimetric energy density compared to Li-based batteries, and its volumetric density is higher than Li-based batteries, too, if H2 is used in liquid form (Edwards et al., 2008; Züttel et al., 2010).
A Proton Exchange Membrane (PEM) Fuel Cell is an electrochemical device that can produce electricity via chemical reactions of H2 and O2. A fuel cell mainly consists of a proton-conductive membrane at the middle, anode and cathode catalyst layers, a gas diffusion layer (GDL) and bipolar plates (Jiao et al., 2021). Connecting several fuel cells together forms a fuel cell stack. The chemical reaction inside the fuel cell produces electrical energy, heat, and water. PEM fuel cells can transform about 50% of the chemical energy to electrical energy, while approximately 45% of it is converted to heat (Huang et al., 2022; Wu et al., 2025). Therefore, an important amount of heat is generated, as a side product of electrical energy generation.

The optimum temperature control is crucial for efficiency of the fuel cell, and to guarantee its proper work. Low operating temperatures degrades PEM fuel cells' efficiency, since it condenses water vapor and results increasing transport resistance (Rojas et al., 2015; Yu et al., 2018). The efficiency of the fuel cell increases as the operation temperature increase (Wu et al., 2025), however, very high temperatures degrade the fuel cell performance via harming the membrane. Bvumbe et al. (Bvumbe et al., 2016) states that the optimal operating temperature is between 60-80ºC. Humidity is also a critical factor influencing the performance of the fuel cell. Desantes et al. (Desantes et al., 2024) conducted an extensive series of experiments to understand the influence of high-humidity and high-temperature operation conditions and, like Bvumbe et al., they also state that the best performance is usually found at 75-80ºC. A strategy is needed to manage the heat produced in fuel cells or fuel cell stacks. Chen et al. (Q. Chen et al., 2021) states that only about 5% of the heat is removed by reactant flow. To remove the remaining heat, several methods are commonly used, namely heat spreaders, air cooling, liquid cooling and phase-change cooling. Each method has its own advantages, disadvantages and application limits (Wang et al., 2020; Xu et al., 2022). Up to fuel cell power, order of 2 kW, air cooling is sufficient. This is a simpler system, and applicable to small-scale systems (Wang et al., 2020; Xu et al., 2022). Higher power outputs require higher heat transfer rates, and the solution is liquid cooling systems. Although this method requires more complex cooling system design, if the power output of fuel cell is greater than 2 kW, large cooling capability and efficiency of liquid cooling system is required (Wang et al., 2020; Xu et al., 2022; Zhang & Kandlikar, 2012).
As Wang and Xu stated (Wang et al., 2020; Xu et al., 2022), fuel cell stack with power > 200 W requires an extra cooling plate which is placed in a sequence in the stack. This plate involves a flow channel in which the coolant flows. The heat transfer process is, actually, a conjugate heat transfer problem, and channel design (together with the plate material) directly affects the heat distribution in the system (F. C. Chen et al., 2003). There are many channel designs studied in literature that concern resulting in a design providing sufficient inlet-outlet temperature differences, a uniform temperature distribution all over the plate, and low pressure drop. Chen et al. (F. C. Chen et al., 2003) conducted 3D numerical conjugate heat transfer analyses and compared six different channel designs, basically variations and combinations of serpentine type, and parallel type channels. They found that serpentine type channels reveal better cooling performance, and better temperature distribution, while they result higher pressure drop compared to parallel channels. References (Asghari et al., 2011; Choi et al., 2008; Rahgoshay et al., 2017; Shen et al., 2020) also studied parallel channels, serpentine-type channels, or their variants.

Zhang et al. (Zhang et al., 2019) conducted a numerical study using a 3D multiphase non-isothermal model to investigate a cooling strategy, applying one serpentine type plate for each fuel cell group of five. They investigated temperature distributions for a single cell, and for a stack of 5 cells. Therefore, they modelled each GDLs, MPLs, BPs. Gonzalez-Moran et al. (González-Morán et al., 2024) conducted numerical analyses to see the effects of parameters, which are coolant type, flow rate, inlet temperature, thermal contact resistance of plates and channel designs. They state that thermal conductivity and flow rate are the most influential on thermal management. Chen and Cheng (Y. Chen & Cheng, 2002) studied fractal tree-like nets design. They obtained that fractal tree design improves the heat transfer rate, while reducing the pressure drop compared to the traditional parallel channel design.

In this paper, a numerical simulation of a conjugate heat transfer problem is studied. Preliminary results present a 2D approximation to the problem given in the reference paper (F. C. Chen et al., 2003).

As shown in previous studies, some researchers emphasize the limitations of two-dimensional (2D) approaches for modeling heat transfer in thin cooling plates (F. C. Chen et al., 2003). Conversely, other reports demonstrate good agreement between 2D predictions and experimental measurements (Musser & Wang, 2000). This study aims to evaluate the validity of the 2D idealization in solving the conjugate heat transfer problem in a cooling plate under laminar flow conditions. The simulations are conducted numerically using the OpenFOAM software. Several cooling configurations, including different pipe layouts, will be investigated.

METHODOLOGY

The problem of conjugate heat transfer involving both the fluid and solid domains of the cooling plate is numerically solved using the open-source solver, OpenFOAM (Weller et al., 1998). The inherently three-dimensional problem is idealized in two dimensions. The assumptions and modeling process underlying this idealization are explained in this section.

Governing Equations

In the simulations, fluid and solid regions are treated separately, with each governed by its respective heat transfer equation. These regions are coupled through thermal boundary conditions.

For the fluid region, the compressible Navier-Stokes equations are solved with a buoyant solver coupled with solid heat conduction using a pressure-based approach. *Eq. 1*, *Eq. 2*, and *Eq. 3* govern the steady-state conservation of mass, momentum, and energy, respectively. The stress tensor for a Newtonian fluid, σ_{ij}, is given in *Eq. 4*.

$$\oint_S \rho_f u_j n_j dS = 0 \qquad \textbf{Eq. 1}$$

$$\oint_S \rho_f u_i u_j n_j dS = \oint_S \sigma_{ij} n_j dS + \oint_V \rho_f f_i dV \qquad \textbf{Eq. 2}$$

$$\oint_S \rho_f e_t u_j n_j dS = \oint_S u_i \sigma_{ij} n_j dS + \oint_V u_i \rho_f f_i dV \ldots + \oint_S -k_f \frac{\partial T}{\partial x_j} n_j dS \qquad \textbf{Eq. 3}$$

$$\sigma_{ij} = -p\delta_{ij} + \mu[(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i}) - \frac{2}{3}\frac{\partial u_k}{\partial x_k}\delta_{ij}] \qquad \textbf{Eq. 4}$$

Here; ρ_f: fluid density, u_i: velocity component in the i direction, n_j: unit normal vector to the boundary surface S, V: volume, p: pressure, μ: dynamic viscosity, f_i: body forces, x_i: spatial coordinates, e_t: total energy per unit mass, T_f: fluid temperature, k_f: thermal conductivity of the fluid, and q: heat source. $\delta_{ij}\delta_{ij}$ is the Kronecker delta. A pressure equation links the momentum and continuity equations, enabling pressure-velocity coupling in case of weak compressibility (e.g. temperature-varying fluids). The solver uses the SIMPLE algorithm (Patankar & Spalding, 1983) for this coupling. Convergence is further stabilized with under-relaxation. The solution proceeds in steps: density is first updated using the continuity equation. Then, the momentum equation is solved to obtain a provisional velocity field. The species transport equation is solved next to update concentrations and compute the heat source from chemical reactions. The energy equation is then solved to update the temperature, which couples the fluid and solid regions and influences density through the equation of state. A pressure correction step ensures mass conservation and updates the velocity. Finally, density is corrected using the updated pressure and temperature, ensuring consistency with the equation of state. The flow is assumed laminar, hence no turbulence model is employed.

For the solid region, only the energy equation is solved, stating that the rate of change of enthalpy equals the divergence of heat conducted within the solid. The steady-state governing equation is given in *Eq. 5*.

$$\oint_S k_s \frac{\partial T}{\partial x_i} n_i dS + \oint_V Q_s dV = 0 \qquad \textbf{Eq. 5}$$

Here, ρ_s: solid density, $c_{p,s}$: specific heat of the solid, T_s: solid temperature, k_s: thermal conductivity of the solid, and Q_s: volumetric heat source in the solid.

Solution Grids, Boundary Conditions, and the 2D Idealization

The solution domain consists of separate fluid and solid regions (*Figure 1*) on which the governing equations are solved by discretizing the fluid and solid domains into finite volume cells. A hybrid mesh is used in both regions, consisting of triangular and quadrilateral cells (*Figure 2*).

The inlet and outlet boundaries of the fluid are placed at some distance from the solid to achieve developed flow and isolate the solid from boundary-induced effects. Uniform velocity inlet and zero pressure outlet conditions are applied to the fluid. At the fluid side of the fluid-solid interface, no-slip and zero-gradient boundary conditions are applied for velocity and pressure, respectively. A special thermally coupled solid-fluid interface boundary condition is defined for temperature on both sides, allowing heat transfer across the interface based on both regions' thermal properties. Here, inflation layers are utilized to capture high temperature gradients accurately in both media. The fluid and solid domains are meshed in such a way that the cell nodes perfectly coincide at the interface, ensuring accurate flux computations. The fluid mesh is also refined at the elbows, where higher field gradients are expected.

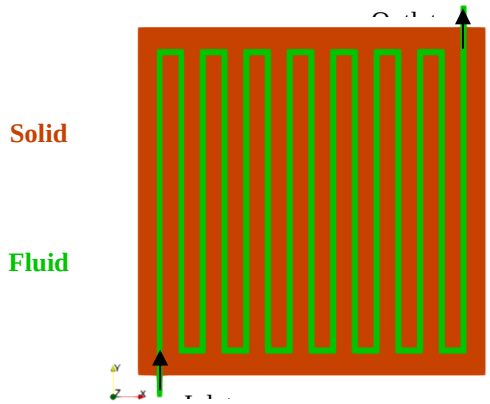


Figure 1: Overview of the fluid and solid regions (Mode-1)

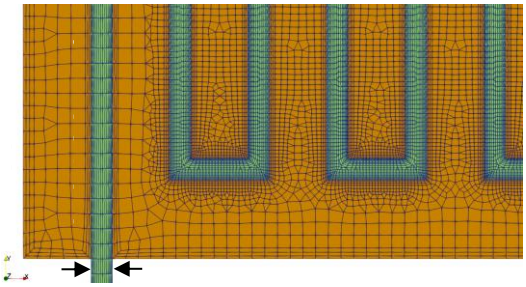


Figure 2: Zoomed-in view of fluid and solid regions discretized into a finite volume solution grid near the inlet

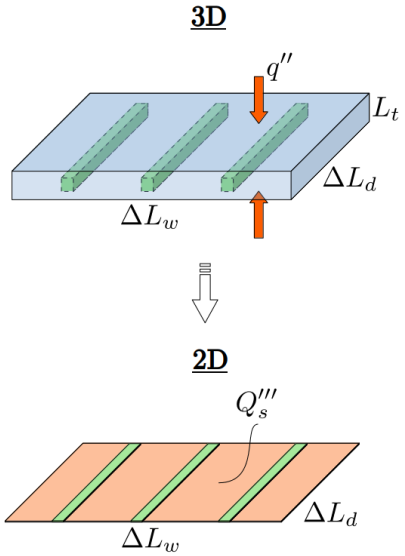


Figure 3: 2D idealization of the 3D problem shown on a portion of the domain

The case in this study is mainly based on the paper by Chen et al. (F. C. Chen et al., 2003). As the authors suggested, the thickness of the plate is small compared to its surface area (i.e. $L_t << L_{w,d}$), hence the side walls of the solid is assumed to have negligible heat transfer to its surroundings. Thus, a zero gradient temperature boundary condition is applied there. A representative view of a portion of the problem geometry is given in *Figure 3*. In the real 3D case, the plate receives heat flux q'' from both of its surfaces, $\Delta A_s = \Delta L_w \Delta L_d$. In the idealized 2D case, the plate thickness is zero (or analogously infinite), hence no variation of field variables takes place in the surface-normal direction. Thus, the net heat transfer from the surfaces ($q = q'' A_s$) is modeled as a uniformly-distributed volumetric heat source within the 2D plate, that is, $q = q'' A_s = Q_s''' \Delta V_s$. Here, ΔV_s is the volume of the 2D plate per unit thickness at its mid-section (referred to as "active heat-generating area" in this study), defined as the net volume of the solid with the fluid volume subtracted (i.e. $\Delta V_s = \Delta A_s - \Delta V_f$, where ΔV_f is the volume covered by the 2D fluid region per unit thickness at the plate mid-section).

Numerical Setup

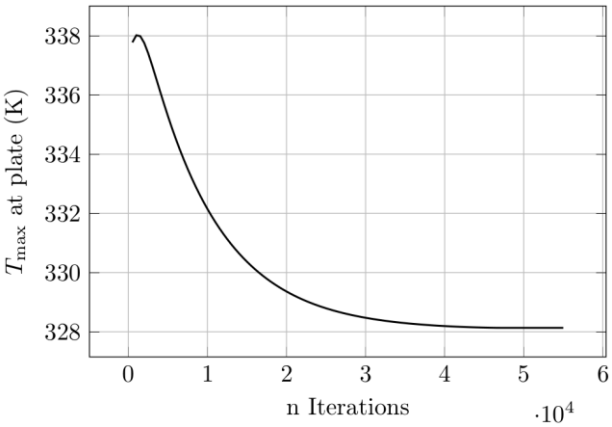


Figure 4: Convergence of T_{max} at the solid along iterations in Mod-1, Re = 2025



Figure 5: Decomposition of the multiregion domain into 4 subdomains

In the simulations, only the steady-state solution is considered, so all time derivative terms are omitted. Second-order accurate schemes are applied for all spatial discretization operations –divergence, gradient, Laplacian, and interpolation– in both fluid and solid regions. Convergence is monitored using two criteria: (i) residuals dropping below 10^{-5}, and (ii) stabilization of key probed quantities, such as the maximum temperature in the solid (*Figure 4*). For numerical stability, fluid region iterations are under-relaxed with a factor of 0.55. Simulations are run on a desktop with 4 CPU cores, where the domain is decomposed into 4 subdomains, each core taking on both solid and liquid region cells (*Figure 5*).

With this setup, 50000 iterations take approximately ½ hours.

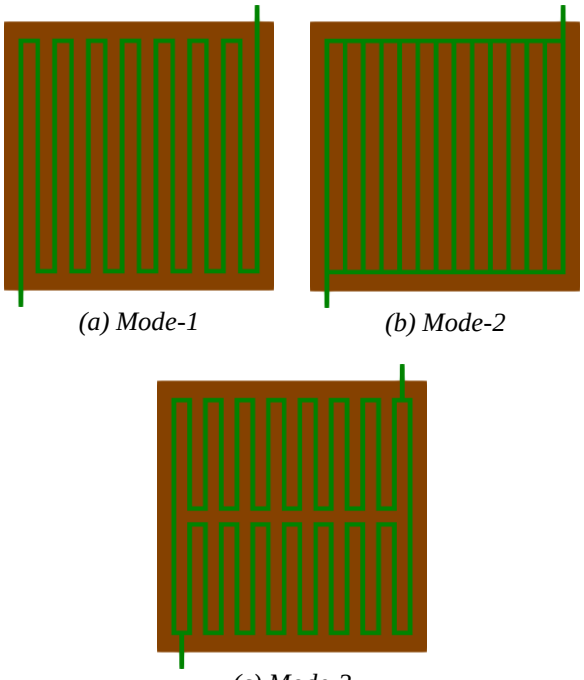
Solid-Fluid Coupling

The solver employs a segregated solution strategy, where equations for each variable are solved sequentially using the results of the previous step. Fluid and solid domains are coupled iteratively: the fluid equations are solved using the solid's temperature from the previous iteration, and vice versa. This process repeats until convergence. At the solid–fluid interface, temperature continuity is enforced ($T_f = T_s$), along with heat flux continuity, expressed as in *Eq. 6* (neglecting radiation).

$$k_f \frac{\partial T_f}{\partial n} = -k_s \frac{\partial T_s}{\partial n} \qquad \textbf{Eq. 6}$$

where n is the direction normal to the interface, and k_f and k_s are the thermal conductivities of the fluid and solid, respectively. A brief description of the coupling employed in the solver can be found in Abbasi et al (Abbassi et al., 2021).

RESULTS and DISCUSSION



(a) Mode-1 *(b) Mode-2* *(c) Mode-3*

Figure 6: Layout of different cooling modes

The problem is solved for three different cooling modes (fluid pipe layout) as shown in *Figure 6*. Mode 1 features a simple, single-channel pipe with 14 bends. Mode 2 consists of 14 parallel crossover (tie-in) lines connecting two main lines. Mode 3 employs two main lines that circulate fluid in separate serpentine paths. Also, four different Reynolds numbers (850, 1115, 1435, and 2025) are tested to validate the 2D idealization approach.

Simulation Setup

Table 1 Number of cells in different cooling modes

	Fluid	Solid	Total
Mode-1	32.9k	37.5k	70.4k
Mode-2	35.2k	39.4k	74.6k
Mode-3	43.1k	45.2k	88.3k

Table 2 Thermophysical properties of the fluid and solid

Fluid (water)		
Inlet velocity, U_∞	m/s	0.148-0.361
Inlet temperature, T_{in}	^oC	40
Dynamic viscosity, μ	$Pa\ s$	$6.27 \cdot 10^{-4}$
Density, ρ_f	$kg\ m^{-3}$	969
Specific heat capacity, $c_{p,f}$	$J\ kg^{-1}\ K^{-1}$	4200
Prandtl number, Pr	$-$	6.62
Solid (graphite)		
Density, ρ_s	$kg\ m^{-3}$	2120
Thermal conductivity, k_s	$W\ m^{-1}\ K^{-1}$	85.5
Specific heat capacity, $c_{p,s}$	$J\ kg^{-1}\ K^{-1}$	691

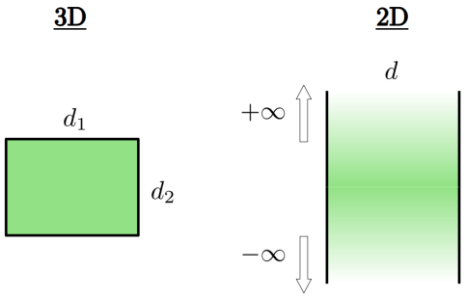


Figure 7: Pipe sections in 3D and 2D simulations

The total number of cells in the current solution grid ranges from 70.4k to 88.3k, based on the cooling mode. In all cases, approximately half of the cells are in the fluid region, while the other half are in the solid region (*Table 1*). The Reynolds number is defined as $Re_D = \rho_f U_\infty D/\mu$, where U_∞: uniform inlet velocity of the fluid, and D is the hydraulic diameter of the pipe. D is given as $D = 4A/P$ (A: pipe sectional area, P: pipe sectional perimeter) in 3D. In 2D, this length is adjusted as the simple pipe width to match the 3D case (*Figure 7*), resulting in $D = 3.63\ mm$. Different Reynolds numbers are achieved by varying the inlet velocity, U_∞. Thermophysical properties of the fluid and solid are given in *Table 2*.

Cooling Performance

To validate the predictions, the reference case reported by Chen et al. (F. C. Chen et al., 2003) is reproduced. The primary parameters investigated are the maximum temperature reached within the solid and the pressure drop of the fluid in the pipe.

Figure 8 shows the temperature contours within the cooling plate. As the Reynolds number increases, the overall temperature level drops as expected. The highest cooling rate occurs near the inlet, where the fluid temperature is still low. This difference is more

pronounced at lower Reynolds numbers, as the fluid heats up relatively faster due to lower velocity.

The difference between the maximum temperature reached within the solid and the fluid inflow temperature is plotted in *Figure 9*. As expected in all cases, the maximum temperature reached in the solid drops as the Reynolds number increases. In cooling modes 1 and 3, the idealized 2D results follow the reference 3D data closely at all four Reynolds numbers. This good level of agreement is attributed to the fact that the 2D idealization is close to the 3D geometry because the boundary conditions imposed in the medial direction are similar in both cases at the plate mid-plane. The results coincide perfectly at a low Reynolds number of 830, and slightly diverge as the Reynolds number increases. However, the predictions diverge significantly in cooling mode 2, and the difference increases as the Reynolds number gets larger. Predicted values are compared to the reference values, and the errors are tabulated in *Table 3*.

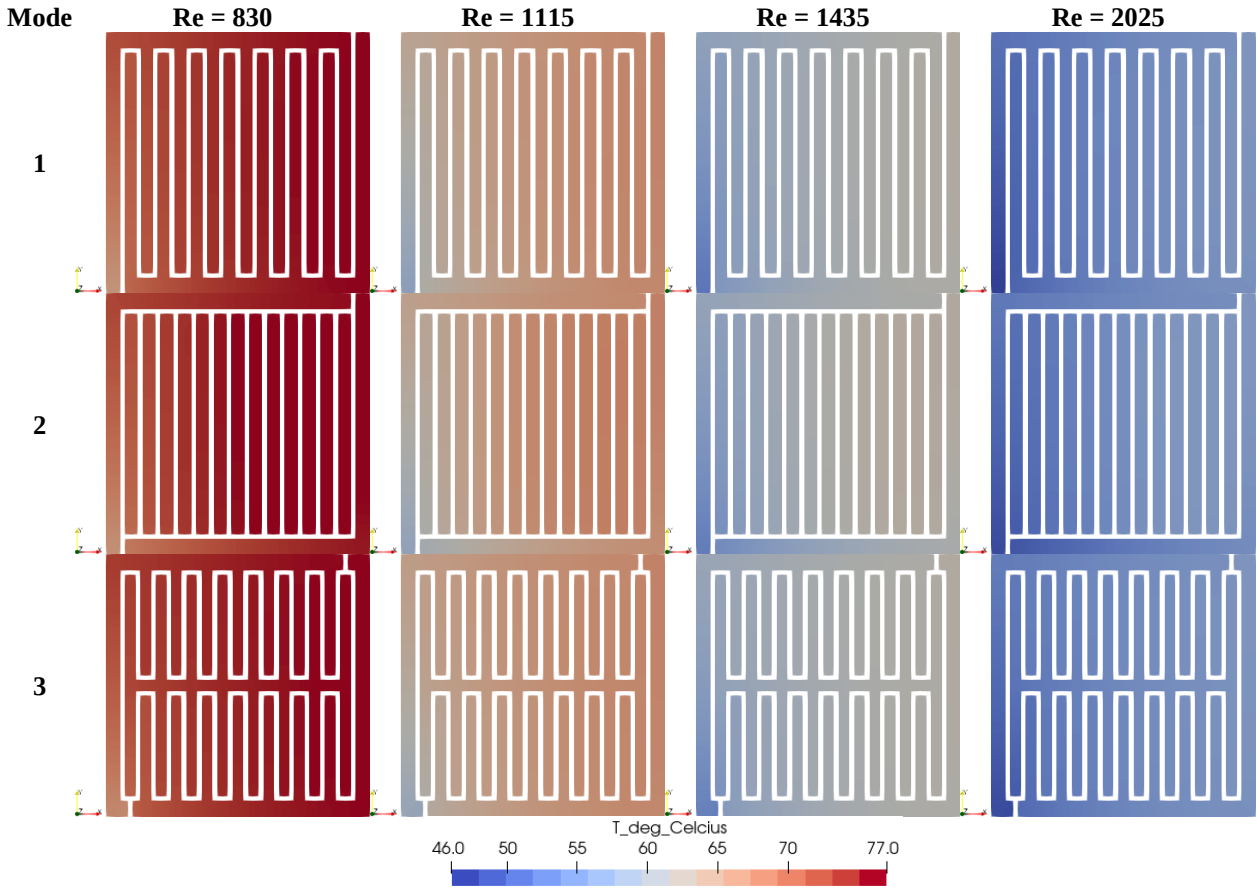
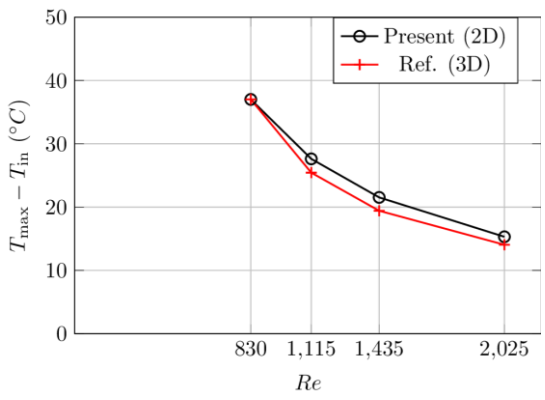
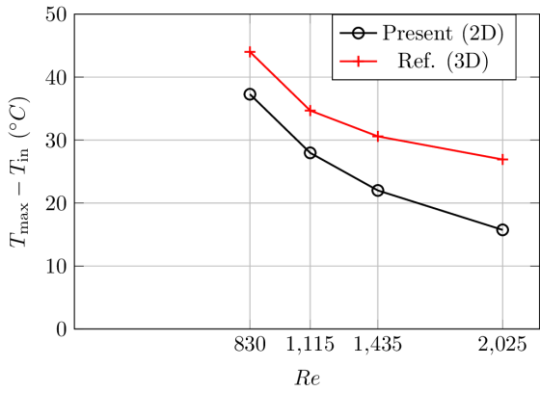


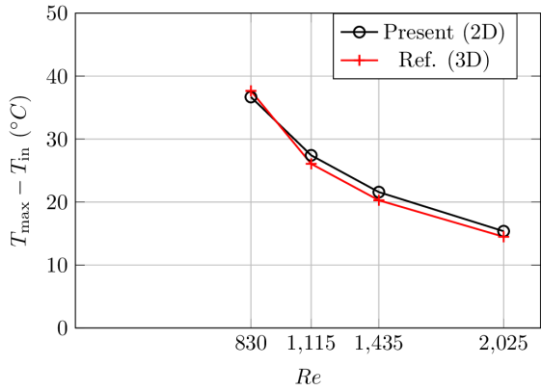
Figure 8: Temperature contours within the cooling plate at various Reynolds numbers (green region demarcates fluid)



(a) Mode - 1



(b) Mode - 2



(c) Mode - 3

Figure 9: Variation of maximum temperature in the cooling plate with Reynolds number (Reference data: (F. C. Chen et al., 2003))

In Mode-1, the maximum temperature reached within the cooling plate is higher than the fluid by 37^oC at Re = 830, which drops to approximately 15^oC as the Reynolds number increases by 2.5 times. The 2D model overpredicts the maximum temperature difference by 2^oC compared to the 3D flow at moderate Reynolds numbers. The maximum relative error is found 11% with the 2D idealization. A similar trend is also visible in Mode-3, where the errors are even smaller: the maximum absolute error occurs as 1.3^oC at moderate Reynolds numbers, and the relative error is found 6.5%. However, in Mode-2, the maximum solid temperature is underpredicted by some significant 11^oC, which translates to a -41% difference. This disagreement is attributed to the more complex pipe layout with many T-junctions, which introduces complicated flow structures with strong three-dimensional features. With the deviation in Mode-2, the results agree well overall, and the cooling performance increases with Reynolds number as expected.

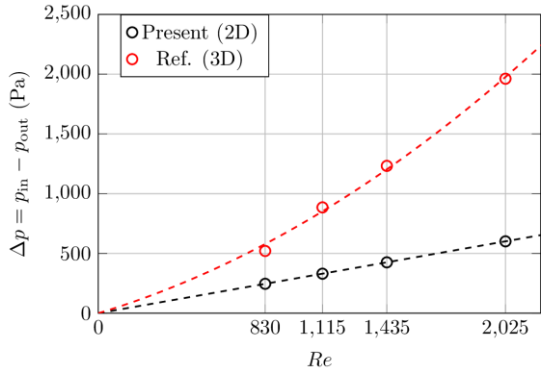
Table 3 Maximum temperature difference at the cooling plate with respect to the fluid inflow ($T_{max} - T_{in}$) (Reference data: (F. C. Chen et al., 2003))

Mode-1				
Re	**Ref. 3D (^oC)**	**Present (^oC)**	**Abs. Err (^oC)**	**Rel. Err.**
830	37.02	36.66	-0.36	-1.0%
1115	25.44	27.36	1.92	7.6%
1435	19.42	21.55	2.13	11.0%
2025	14.05	15.34	1.29	9.2%

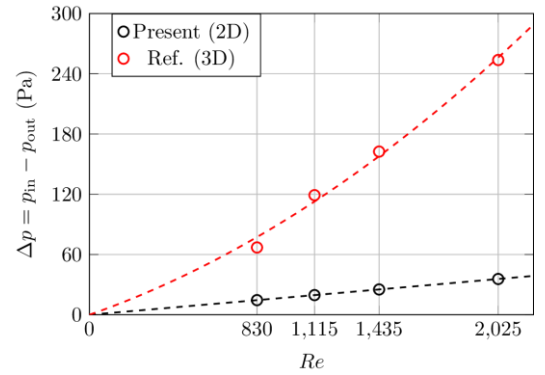
Mode-2				
Re	**Ref. 3D (^oC)**	**Present (^oC)**	**Abs. Err (^oC)**	**Rel. Err.**
830	44.01	37.28	-6.73	-15.3%
1115	34.69	27.97	-6.72	-19.4%
1435	30.59	22.00	-8.59	-28.1%
2025	26.92	15.74	-11.18	-41.5%

Mode-3				
Re	**Ref. 3D (^oC)**	**Present (^oC)**	**Abs. Err (^oC)**	**Rel. Err.**
830	37.65	36.68	-0.97	-2.6%
1115	26.07	27.42	1.35	5.2%
1435	20.28	21.58	1.30	6.4%
2025	14.49	15.37	0.88	6.1%

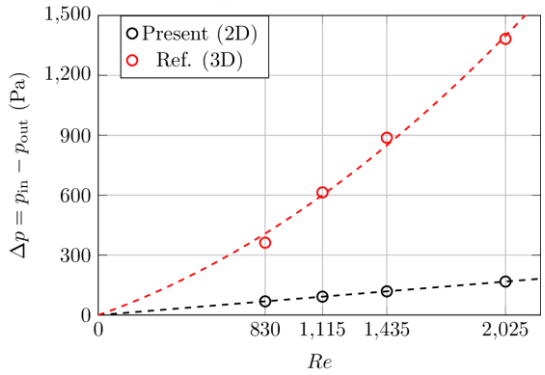
The higher cooling performance at higher Reynolds numbers comes at the cost of a higher pressure drop for the coolant. The variation of pressure drop, defined as the difference between the inlet and outlet pressures ($\Delta p = p_{in} - p_{out}$), is plotted in *Figure 10*. The pressure drop increases with the Reynolds number. The largest pressure drop occurs in cooling mode-1, where the fluid flows through a single line with 14 180° bends. Mode-3 yields the second largest pressure drop, although the values are on the same order of magnitude. This layout has two main pipe branches, each one being similar to Mode-1, with half size. This difference indicates that the major losses (due to friction) are dominant compared to the minor losses (due to bends), which is an expected outcome in low Reynolds flows. The least amount of pressure drop is observed in Mode-2. Here, the coolant flow takes place along the two parallel main lines, and the 14 parallel pipes carry heat via diffusion rather than advection due to their perpendicular positioning to the bulk flow direction. Thus, the total pressure drop occurs almost one order of magnitude lower than the other modes.



(a) Mode - 1



(b) Mode - 2



(c) Mode - 3

Figure 10: Variation of pressure drop in the pipe with Reynolds number (Reference data: (F. C. Chen et al., 2003)). Dashed lines represent curve-fitted functions

A significant difference between the reference 3D and the present 2D cases is evident at all cooling modes, which is expected because i) the wetted cross-sectional area in 3D is double that of the 2D case, and ii) additional pressure loss factors are present in 3D, such as secondary flows and three-dimensional flow separation due to complex geometry and bend-induced effects. In 2D, the plate is assumed infinite in the normal direction, thus zero gradient boundary condition is applied at the pipe walls that are parallel to the heat flux surfaces are, where no friction occurs. This rationale is also strengthened by the error values *Table 4*, where the 2D predictions deviate from the 3D losses by $50-90\%$ based on the Reynolds number.

Table 4 Pressure drop of fluid within the pipe ($\Delta p = p_{in} - p_{out}$) (Reference data: (F. C. Chen et al., 2003))

Mode-1			
Re	**Ref. 3D (Pa)**	**Present (Pa)**	**Rel. Err.**
830	520.83	246.13	-52.7%
1115	885.41	330.73	-62.6%
1435	1232.63	425.81	-65.5%
2025	1961.80	601.38	-69.3%

Mode-2			
Re	**Ref. 3D (Pa)**	**Present (Pa)**	**Rel. Err.**
830	66.99	14.55	-78.3%
1115	119.09	19.56	-83.6%
1435	162.51	25.19	-84.5%
2025	253.70	35.61	-86.0%

Mode-3			
Re	**Ref. 3D (Pa)**	**Present (Pa)**	**Rel. Err.**
830	362.25	68.62	-81.1%
1115	614.09	92.21	-85.0%
1435	887.63	118.71	-86.6%
2025	1382.62	167.63	-87.9%

Table 5 Quadratic curve fit coefficients of pressure drop as a function of Reynolds number (Reference data: (F. C. Chen et al., 2003))

	$\Delta p(Re) = c_2 Re^2 + c_1 Re + c_0$			
Mode	**Case**	c_2	c_1	c_0
1	Ref. 3D	$\mathbf{2.326 \times 10^{-4}}$	**0.50501**	**0**
	Present 2D	$\mathbf{3.848 \times 10^{-7}}$	**0.29619**	
2	Ref. 3D	$\mathbf{2.787 \times 10^{-5}}$	**0.07007**	
	Present 2D	$\mathbf{4.746 \times 10^{-8}}$	**0.01749**	
3	Ref. 3D	$\mathbf{1.663 \times 10^{-4}}$	**0.35350**	
	Present 2D	$\mathbf{8.940 \times 10^{-8}}$	**0.08260**	

The Hagen-Poiseuille equation estimates the pressure drop in a straight circular tube of diameter D and length L as $\Delta p = 32\,\mu\,L\,\rho\,U_\infty/D^4$ for laminar flow. In cases with additional sources of pressure loss, such as bends –as in the present case– an extra term proportional to the dynamic pressure is often introduced, making the overall pressure drop a quadratic function of the inlet velocity. Analogously, a quadratic Δp function is curve-fitted for both 3D and 2D flows as shown in *Figure 10*, and the resultant polynomial coefficients are given in *Table 5*.

The regression analysis is done with a constraint at zero pressure drop at the no-flow state. The 2D case yields almost a linear function with $c_2 \approx 0$, whereas 3D effects cause a higher sensitivity between pressure drop and Reynolds number. For similar problems, we recommend performing a 3D simulation when computational resources permit; otherwise, applying an appropriate correction factor to the 2D pressure drop results can provide a reasonable alternative.

CONCLUSION

In this study, conjugate heat transfer in the cooling plate of a PEM (Proton Exchange Membrane) fuel cell is simulated in 2D and compared to 3D results. The heat flux through the upper and lower surfaces of the plate is simulated as volumetric heat generation. Laminar flow is assumed, and the analysis is carried out numerically over a range of Reynolds numbers. The predicted maximum temperatures show good agreement with the 3D solution where the coolant layout mostly follows a single pipe with minimal branching, while deviations occur with the cooling mode where T-junctions are present and complex flow physics are introduced. On the other hand, the pressure drop differs significantly due to strong three-dimensional effects, particularly at pipe bends. The results emphasize the need for a correction to the coolant pressure when using a 2D idealization, despite its ability to capture thermal behavior accurately. Regression-based functions are proposed to estimate the pressure drop as a function of the Reynolds number. Results suggest that while a 2D simplification may yield adequate temperature predictions on certain cooling modes, a correction on the pressure drop is crucial.

REFERENCES

Abbassi, M. E., Lahaye, D., & Vuik, K. (2021). Modelling Turbulent Combustion Coupled with Conjugate Heat Transfer in OpenFOAM. In F. J. Vermolen & C. Vuik (Eds.), Numerical Mathematics and Advanced Applications ENUMATH 2019 (Vol. 139, pp. 1137–1145). Springer International Publishing. https://doi.org/10.1007/978-3-030-55874-1_113

Asghari, S., Akhgar, H., & Imani, B. F. (2011). Design of thermal management subsystem for a 5kW polymer electrolyte membrane fuel cell system. Journal of Power Sources, 196(6), 3141–3148. https://doi.org/10.1016/j.jpowsour.2010.11.077

Bvumbe, T. J., Bujlo, P., Tolj, I., Mouton, K., Swart, G., Pasupathi, S., & Pollet, B. G. (2016). Review on management, mechanisms and modelling of thermal processes in PEMFC. Hydrogen and Fuel Cells, 1(1), 1–20. https://doi.org/10.1515/hfc-2016-0001

Chen, F. C., Gao, Z., Loutfy, R. O., & Hecht, M. (2003). Analysis of Optimal Heat Transfer in a PEM Fuel Cell Cooling Plate. Fuel Cells, 3(4), 181–188. https://doi.org/10.1002/fuce.200330112

Chen, Q., Zhang, G., Zhang, X., Sun, C., Jiao, K., & Wang, Y. (2021). Thermal management of polymer electrolyte membrane fuel cells: A review of cooling methods, material properties, and durability. Applied Energy, 286, 116496. https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2021.116496

Chen, Y., & Cheng, P. (2002). Heat transfer and pressure drop in fractal tree-like microchannel nets. International Journal of Heat and Mass Transfer, 45(13), 2643–2648. https://doi.org/10.1016/S0017-9310(02)00013-3

Choi, J., Kim, Y.-H., Lee, Y., Lee, K.-J., & Kim, Y. (2008). Numerical analysis on the performance of cooling plates in a PEFC. Journal of Mechanical Science and Technology, 22(7), 1417–1425. https://doi.org/10.1007/s12206-008-0409-6

Desantes, J. M., Novella, R., Lopez-Juarez, M., & Nidaguila, I. (2024). Experimental assessment of a heavy-duty fuel cell system in relevant operating conditions. Applied Energy, 376, 124293. https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2024.124293

Edwards, P. P., Kuznetsov, V. L., David, W. I. F., & Brandon, N. P. (2008). Hydrogen and fuel cells: Towards a sustainable energy future. Energy Policy, 36(12), 4356–4362. https://doi.org/10.1016/j.enpol.2008.09.036

González-Morán, L., Suárez, C., Iranzo, A., Han, L., & Rosa, F. (2024). A numerical study on heat transfer for serpentine-type cooling channels in a PEM fuel cell stack. Energy, 307, 132634. https://doi.org/10.1016/j.energy.2024.132634

Huang, Y., Xiao, X., Kang, H., Lv, J., Zeng, R., & Shen, J. (2022). Thermal management of polymer electrolyte membrane fuel cells: A critical review of heat transfer mechanisms, cooling approaches, and advanced cooling techniques analysis. Energy Conversion and Management, 254, 115221. https://doi.org/10.1016/j.enconman.2022.115221

Jiao, K., Xuan, J., Du, Q., Bao, Z., Xie, B., Wang, B., Zhao, Y., Fan, L., Wang, H., Hou, Z., Huo, S., Brandon, N. P., Yin, Y., & Guiver, M. D. (2021). Designing the next generation of proton-exchange membrane fuel cells. Nature, 595(7867), 361–369. https://doi.org/10.1038/s41586-021-03482-7

Musser, J., & Wang, C. Y. (2000). Heat Transfer in a Fuel Cell Engine. Proceedings of NHTC'00, 34th National Heat Transfer Conference. Proceedings of NHTC'00, 34th National Heat Transfer Conference.

Patankar, S. V., & Spalding, D. B. (1983). A Calculation Procedure for Heat, Mass and Momentum Transfer in Three-Dimensional Parabolic Flows. Numerical Prediction of Flow, Heat Transfer, Turbulence and Combustion, 54–73. https://doi.org/10.1016/b978-0-08-030937-8.50013-1

Rahgoshay, S. M., Ranjbar, A. A., Ramiar, A., & Alizadeh, E. (2017). Thermal investigation of a PEM fuel cell with cooling flow field. Energy, 134, 61–73. https://doi.org/10.1016/j.energy.2017.05.151

Rojas, J. D., Kunusch, C., Ocampo-Martinez, C., & Puig, V. (2015). Control-Oriented Thermal Modeling Methodology for Water-Cooled PEM Fuel-Cell-Based Systems. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 62(8), 5146–5154. https://doi.org/10.1109/TIE.2015.2405332

Shen, J., Tu, Z., & Chan, S. H. (2020). Evaluation

criterion of different flow field patterns in a proton exchange membrane fuel cell. Energy Conversion and Management, 213, 112841. https://doi.org/10.1016/j.enconman.2020.112841

Wang, Y., Ruiz Diaz, D. F., Chen, K. S., Wang, Z., & Adroher, X. C. (2020). Materials, technological status, and fundamentals of PEM fuel cells – A review. Materials Today, 32, 178–203. https://doi.org/10.1016/j.mattod.2019.06.005

Weller, H. G., Tabor, G., Jasak, H., & Fureby, C. (1998). A tensorial approach to computational continuum mechanics using object-oriented techniques. Computers in Physics, 12(6), 620. https://doi.org/10.1063/1.168744

Wu, Q., Dong, Z., Zhang, X., Zhang, C., Iqbal, A., & Chen, J. (2025). Towards More Efficient PEM Fuel Cells Through Advanced Thermal Management: From Mechanisms to Applications. Sustainability, 17(3), 943. https://doi.org/10.3390/su17030943

Xu, J., Zhang, C., Wan, Z., Chen, X., Chan, S. H., & Tu, Z. (2022). Progress and perspectives of integrated thermal management systems in PEM fuel cell vehicles: A review. Renewable and Sustainable Energy Reviews, 155, 111908. https://doi.org/10.1016/j.rser.2021.111908

Yu, Z., Zheng, X., & Ma, Q. (2018). Study on actuator line modeling of two NREL 5-MW wind turbine wakes. Applied Sciences (Switzerland), 8(3), 434. https://doi.org/10.3390/app8030434

Zhang, G., & Kandlikar, S. G. (2012). A critical review of cooling techniques in proton exchange membrane fuel cell stacks. International Journal of Hydrogen Energy, 37(3), 2412–2429. https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2011.11.010

Zhang, G., Yuan, H., Wang, Y., & Jiao, K. (2019). Three-dimensional simulation of a new cooling strategy for proton exchange membrane fuel cell stack using a non-isothermal multiphase model. Applied Energy, 255, 113865. https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2019.113865

Züttel, A., Remhof, A., Borgschulte, A., & Friedrichs, O. (2010). Hydrogen: The future energy carrier. Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences, 368(1923), 3329–3342. https://doi.org/10.1098/rsta.2010.0113

HELİSEL KANATÇIKLI ÇAPRAZ AKIŞLI ISI DEĞİŞTİRİCİDE ISI TRANSFERİ VE BASINÇ DÜŞÜŞÜNÜN DENEYSEL VE SAYISAL KARŞILAŞTIRMALI ANALİZİ

Mehmet YOLADI[b] İsak KOTCİOGLU[a], Eda Feyza AKYUREK[b]

[a] Makine Mühendisliği Bölümü, Atatürk Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Erzurum, Türkiye
ikotcioglu@atauni.edu.tr
[b] Makine Mühendisliği Bölümü, Erzurum Teknik Üniversitesi, Erzurum, Türkiye

Özet: Bu çalışmada, dairesel silindirik boru dış yüzeyine açılmış helisel kanatçıklı yüzeyler içeren çapraz akışlı bir ısı değiştiricide ısı transferi ve basınç düşüşü hem deneysel hem de sayısal olarak incelenmiştir. Deney düzeneğinde, 50 adet helisel kanatçıklı boru içinden soğuk akışkan olarak su, helisel kanatlı dış yüzeyden sıcak akışkan olarak hava geçmektedir. Deneyler; farklı hava hızları, su debileri ve giriş hava sıcaklıkları altında gerçekleştirilmiş, elde edilen ısı transferi *Q*, ortalama taşınım katsayısı *h*, friction faktör *f* ve basınç farkı ΔP değerleri, Reynolds sayısına bağlı olarak analiz edilmiştir. Deneysel veriler, ANSYS Discovery yazılımı ile elde edilen sayısal sonuçlarla karşılaştırılmıştır. Karşılaştırma sonuçlarına göre; ısı transfer hızı *Q* deneysel olarak 166–523 W, sayısal olarak ise 285–702 W aralığında bulunmuş ve ortalama fark %19,6 olarak hesaplanmıştır. Taşınım katsayısı *h*, deneysel çalışmalarda 234–482 W/m²·K, sayısal analizlerde 235–441 W/m²·K aralığında gerçekleşmiş, ortalama fark %11 düzeyinde kalmıştır. Friction faktör *f*, Reynolds sayısındaki artışla azalma eğilimi göstermiş; deneysel veriler 0,27–2,75, sayısal veriler ise 0,25–2,50 aralığında elde edilmiş ve maksimum sapma %8,7 olarak belirlenmiştir. Basınç düşüşü ΔP açısından deney ve simülasyonlar sırasıyla 110–350 Pa ve 103–342 Pa arasında gerçekleşmiş, ortalama fark %5,4 seviyesinde kalmıştır.
Anahtar Kelimler: Çapraz akışlı ısı değiştirici, Helisel kanatçıklar, Isı transfer katsayısı, Basınç düşüşü, ANSYS Discovery, Sayısal ve deneysel karşılaştırma, CFD modelleme, Türbülans analizi.

Abstract: In this study, heat transfer and pressure drop in a cross-flow heat exchanger containing helical finned surfaces opened on the outer surface of a circular cylindrical tube were investigated both experimentally and numerically. In the experimental setup, water passes through 50 helical finned tubes as cold fluid and air passes through the helical finned outer surface as hot fluid. Experiments were carried out under different air speeds, water flow rates and inlet air temperatures, and the obtained heat transfer *Q*, average convection coefficient *h*, friction factor *f* and pressure difference ΔP values were analyzed depending on the Reynolds number. Experimental data were compared with numerical results obtained by ANSYS Discovery software. According to the comparison results; heat transfer rate *Q* was found experimentally in the range of 166–523 W and numerically in the range of 285–702 W and the average difference was calculated as 19.6%. The convection coefficient *h* was in the range of 234–482 W/m² K in experimental studies and 235–441 W/m² K in numerical analyses, with an average difference of 11%. The friction factor *f* tended to decrease with the increase in Reynolds number; experimental data were in the range of 0.27–2.75, numerical data were in the range of 0.25–2.50, and the maximum deviation was determined as 8.7%. In terms of pressure drop ΔP, experiments and simulations were in the range of 110–350 Pa and 103–342 Pa, respectively, with an average difference of 5.4%.
Keywords: Cross-flow heat exchanger, Helical fins, Heat transfer coefficient, Pressure drop, ANSYS Discovery, Numerical and experimental comparison, CFD modeling, Turbulence analysis.

GİRİŞ

Isı değiştiriciler, enerji sistemlerinde farklı sıcaklıklardaki akışkanlar arasında ısı transferi sağlayan temel bileşenler olup; endüstriyel proseslerden iklimlendirme sistemlerine, otomotivden yenilenebilir enerji uygulamalarına kadar geniş bir kullanım alanına sahiptir [1]. Bu sistemlerde ısı transferinin artırılması ve

basınç kayıplarının minimize edilmesi, enerji verimliliğini artırmak ve işletme maliyetlerini azaltmak açısından kritik öneme sahiptir [2,3].

Isı değiştiricilerde ısı transferinin artırılması ve basınç kayıplarının minimize edilmesi, enerji verimliliği açısından büyük önem taşımaktadır. Helisel kanatçıklı tüpler, bu bağlamda önemli bir pasif ısı transfer artırıcı unsur olarak dikkat çekmektedir. Özellikle çapraz akışlı konfigürasyonlarda, bu tüplerin hem deneysel hem de sayısal analizleri üzerine pek çok çalışma yapılmıştır. Özellikle helisel (spiral) kanatçıklar, akış yolunu uzatarak sınır tabakayı bozmakta, böylece hem ısı transfer katsayısında hem de genel ısı geçiş miktarında önemli artışlara neden olmaktadır [4–6]. Bu bağlamda, helisel kanatçıklı boruların performansına odaklanan birçok deneysel ve sayısal çalışma literatürde yer almaktadır. Hofmann ve Walter [7], helisel ve düz kanatçıklı tüplerin gaz tarafı ısı transferi ve basınç düşüşü üzerine kapsamlı deneysel çalışmalar yürütmüştür. Çalışmalarında, helisel kanatçıkların türbülans artırıcı etkisiyle ısı transferinde gözle görülür bir iyileşme sağlandığı, fakat bu iyileşmenin basınç kaybı artışıyla dengelendiği belirtilmiştir. Bunun yanında Amini et al. [8] tarafından yürütülen sayısal bir çalışmada helisel kanatçıklı silindirik borulu geometrilerinin karşılaştırıldığı sayısal çalışmasında, helisel yapının ısı transferini %10–30 oranında artırdığını belirtmiştir. Cruz et al. [9] çalışmalarında helisel oluklu boruların tek fazlı akış koşullarındaki ısı transferi ve basınç kaybı karakteristiklerini deneysel ve sayısal olarak değerlendirmiş, helisel geometrinin türbülans ve ısı transferi üzerinde belirgin bir etkisi olduğunu ortaya koymuştur.

Bununla birlikte, deneysel çalışmaların yanında sayısal akışkanlar dinamiği (CFD) destekli analizlerin kullanımı, sistem davranışlarının daha detaylı ve hızlı şekilde modellenmesine olanak sağlamaktadır. ANSYS Discovery, Fluent ve OpenFOAM gibi yazılımlar sayesinde, farklı akış ve sıcaklık koşullarında sistem performansı kolaylıkla analiz edilebilmektedir [10,11]. Özellikle ANSYS Discovery, kullanıcı dostu yapısı ve hızlı çözüm kabiliyetiyle mühendislik uygulamalarında prototip aşamasını azaltan önemli bir simülasyon aracıdır [12]. Sayısal analizlerin doğruluğu ise deneysel verilerle karşılaştırılarak değerlendirilmeli ve modelleme hatalarının kaynakları (ağ yapısı, sınır koşulları, türbülans modeli vb.) belirlenmelidir [13].

Literatürde sayısal ve deneysel verilerin karşılaştırıldığı çalışmalar sınırlı sayıda olup, bu tür analizlerin sistematik şekilde gerçekleştirilmesi hem modelleme güvenilirliği hem de tasarım iyileştirmeleri açısından büyük katkılar sağlamaktadır. Örneğin, Ziyadan ve ark. [14], helisel kanatçıklı borulu ısı değiştiricilerde deneysel ve CFD verileri arasında %15'ten düşük farklarla yüksek uyum elde etmiş; Qi et al. [15] ise çapraz akışlı helisel yapıların yüksek Reynolds sayılarında basınç kaybını artırmasına rağmen net ısı transferinde pozitif katkı sağladığını bildirmiştir.

Kotcioğlu ve ark. [16], yaptıkları çalışmalarda lancet tip kantaçıklı çapraz akışlı ısı değiştiricilerde deneysel ve sayısal analiz çalışmalar yürütmüşlerdir. Çalışmalarında akış ve ısı transfer analizleri sonucunda bu tür kanatların ısı transferi üzerine etkilerini rapor etmişlerdir.

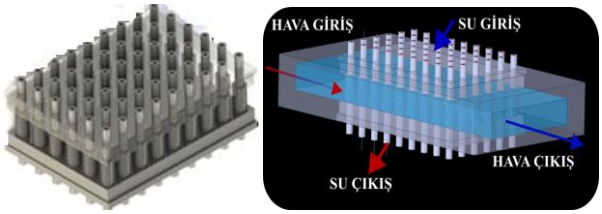
Bu çalışmada, helisel kanatçıklı silindirik boruların kullanıldığı çapraz akışlı bir ısı değiştiricide ısı transferi ve basınç kaybı davranışlarının deneysel ve sayısal olarak incelenmiş, elde edilen veriler (ANSYS Discovery) yazılımı kullanarak analiz sonuçları karşılaştırmalı olarak verilmiştir.

Deneyler; farklı hava hızları, giriş hava sıcaklıkları ve su debileri altında gerçekleştirilmiş, sonuçlar *Q, h, f* ve ΔP gibi mühendislik parametreleri çerçevesinde değerlendirilmiştir. Elde edilen sayısal ve deneysel veriler, CFD doğrulaması açısından önem taşımakta; helisel yapıların enerji verimliliğine katkısını detaylı biçimde ortaya koymaktadır.

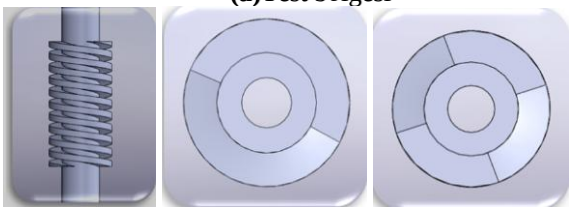
Bu çalışma dairesel silindirik borulu helisel kanatçıklı ısı alıcıların kullanıldığı çapraz akışlı bir ısı değiştiricide ısı transferi ve basınç kaybı davranışlarını hem deneysel hem de sayısal yöntemlerle kapsamlı bir şekilde incelenmesi amaçlanmıştır. Ayrıca, ANSYS Discovery yazılımı ile elde edilen sayısal sonuçların deneysel verilerle karşılaştırılması yoluyla, mevcut literatüre önemli bir katkı sunmayı hedeflemektedir. Bu çalışma, hem modelleme doğruluğunun değerlendirilmesine hem de mühendislik tasarımlarında helisel kanatçıkların etkin kullanımına dair yeni bilgiler sağlamaktadır.

TEST BÖLGESİ VE YÖNTEM

Bu çalışmada, Şekil 1a'da görüldüğü gibi silindirik boru dış yüzeyine helisel kanatçıklar açılmış çapraz akışlı ısı değiştiricisi görülmektedir. Şekilde görülen plakalar ve kantçıklı ısı alıcılar Alüminyum (6061) alaşımlı malzemeden üretilmiştir.



(a) Test bölgesi

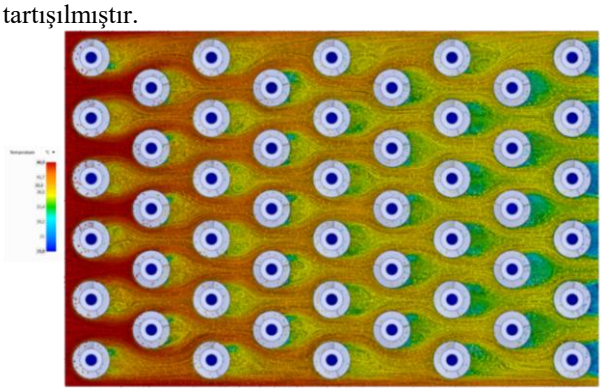


b)Tek ve iki ağızlı ısı alıcılar

Şekil 1. a) Çapraz akışlı ısı değiştiricisi, b) ısı alıcılar

Deneysel çalışmalar, laboratuvar ortamında kurulan özel bir test düzeneği ile gerçekleştirilmiştir. Şekil 1b'de ise her iki akışkanın içinden ve dışından geçtiği tek ağızlı ve iki ağızlı önden ve üstten görünüşleri verilen ısı alıcıları (helisel kanatçıklı dairesel silindirik boru) görülmektedir. Dairesel silindirik borulu ısı alıcılar enine S_T=16 mm ve boyuna S_L=16mm aralıklarda alt ve üst plakalara Şekil

1a'da verilmiş olan deney test bölgesine sıralı ve kaydırılmış şekilde 50 adet olarak yerleştirilmiştir. Helisel kanatçıklı borulardan oluşan boru demeti boyunca, kanatçıklı boru içerisinden soğuk akışkan olarak su ve boruların dışından sıcak akışkan olarak hava zorlanmış taşınım koşullarında geçirilerek deneyler geçirilmiştir. Bu ısı değiştiricisinde ısı transferi ve basınç düşüşü karakteristikleri hem deneysel hem de sayısal olarak incelenmiştir. Deneylerde üç ana parametre değiştirilerek sistemin performansı değerlendirilmiştir: hava hızı (*m/s*), su debisi (*L/min*) ve giriş hava sıcaklığı (°*C*). Bu parametrelerin kombinasyonları altında elde edilen verilerle, ısı transferi miktarı *Q*, ortalama taşınım katsayısı *h*, friction faktör *f* ve basınç farkı ΔP değerleri hesaplanmış ve farklı Reynolds sayısılarına göre analiz edilmiştir. Sayısal analizler, ANSYS Discovery yazılımı kullanılarak üç boyutlu akış ve ısı transferi çözümleriyle gerçekleştirilmiştir. Geometri modellemesi, deneysel sistemle birebir olacak şekilde oluşturulmuş; sınır şartları, deneysel parametrelerle uyumlu olacak biçimde tanımlanmıştır. Simülasyonlarda Explore Mode kullanılmıştır. Elde edilen deneysel ve sayısal veriler karşılaştırmalı olarak değerlendirilmiş, sonuçlar arasındaki sapmalar istatistiksel olarak incelenmiştir. Isı transferi ve basınç düşüşü arasındaki ilişki, performans artırıcı tasarım önerilerinin geliştirilmesi açısından tartışılmıştır.



Şekil 2. Discovery sıcaklık değişimi

Şekil 2'de girişte sıcak akışkan havanın kanatçıklı yüzeylerden geçerken akış doğrultusu yönünde ilerlerken, helisel kanatçıklı silindirik boru iç yüzeyden akan soğuk akışkan suya olan ısı transferi sonucu sıcaklık değişiminin nasıl gerçekleştiği gösterilmektedir.

DENKLEMLER

Çapraz akışlı dikdörtgen kesitli ısı değiştiricisinde düşey yönde soğuk akışkan (su) helisel kanatçıklı boru içerisinden geçerken sıcak akışkan (hava) ise akış yönünde dairesel silindirik helisel kanatçıklı ısı alıcıların arasından geçmektedir. İki akışkan arasında zorlanmış taşınımla ısı transferi gerçekleşmektedir. Bu tür sistemlerde toplam ısı transfer miktarı iletim,taşınım, ışınım ve kayıp ısıların toplamı şeklinde ısı iletiminin olmadığı durumda aşağıdaki eşitlikle hesaplanır.

$$Q_{top.} = Q_{taş.} + Q_{ışın.} + Q_{kay.} \quad (1)$$

Bu eşitlikteki $Q_{kay.}$ kayıp ıs transfer miktarı sistem yeterince yalıtıldığından yaklaşık %5'lik küçük bir kısmı oluşturduğundan ihmal edilebilir seviyelerde kabul görmektedir. Işınımla ısı transferi olmadığından $Q_{ışın} = 0$ alınmaktadır. Dolayısıyla eşitlik (1)'de verilen toplam ısı transfer miktarı aşağıdaki eşitlikle belirlenir.

$$Q_{top.} = Q_{taş} \quad (1a)$$

Bu eşitlikteki taşınımla ısı transfer miktarı ($Q_{taş}$) aşağıdaki eşitlikle hesaplanır

$$Q_{taş} = h_{ort}\, A_{top} \left[\overline{T}_s - \frac{(\overline{T}_c - \overline{T}_g)}{2}\right] \quad (2)$$

Denklem 2'de Q_{tas} taşınımla gerçekleşen ısı transferi, h_{ort} ortalama taşınım ısı transfer katsayısı, A_{top} toplam ısı transfer yüzey alanı ile yüzey sıcaklığı ve akışkanın ortalama sıcaklığı arasındaki fark ile doğrudan ilişkilidir. Bu bağlamda, yüzey sıcaklığı (T_S), kanatçıkların yerleştirildiği alt ve üst plaka sıcaklıklarının toplam ortalaması olarak yüzey sıcaklığını temsil ederken, (T_g) ve (T_c) sıcaklıkları sırasıyla kanal giriş ve çıkışındaki akışkan havanın ortalama sıcaklıklarını göstermektedir. Deney sisteminde kullanılan sıcak akışkan havanın akış rejimi Reynolds sayısı aşağıdaki eşitlik ile belirlenir.

$$\mathrm{Re} = \frac{\rho D_{ch} U_{ort}}{\mu} \quad (3)$$

Denklem 3'de Reynolds sayısının hesaplanmasında kullanılan temel büyüklükler; ρ akışkan yoğunluğu, D_{ch} hidrolik çap , U_{ort} ortalama akışkan hızı ile dinamik viskozite μ şeklinde sıralanabilir. Hidrolik çap, özellikle dairesel olmayan veya düzensiz kesitli kanallarda, akışın karakteristiğini belirleyen eşdeğer çap olarak kullanılır. Ortalama hız, kesit alanı boyunca akan akışkanın hızlarının aritmetik ortalamasıyken; maksimum hız, özellikle kaydırılmış veya daraltılmış geometrilerde, örneğin kanatçıklar arasındaki dar bölgelerde gözlenen en yüksek hız değerini temsil eder. Bu iki hız arasındaki fark, akışın gelişen türbülans seviyesini etkileyerek, ısı ve momentum taşınımını doğrudan etkiler. Reynolds sayısı bu parametrelerin bir araya gelmesiyle elde edilir ve akış rejiminin (laminer, geçiş veya türbülanslı) belirlenmesinde önemli bir kriter olarak görev yapar. Isı değiştirici sisteminde sıcak ve soğuk akışkan arasındaki ısı geçişinin performansının analizinde temel parameter olan taşınımla ısı ransfer katsayısı aşağıdaki eşitlikle verilmiştir.

$$h_{ort} = \frac{Q_{taş}}{A_{tot}\left[\overline{T}_s - \left(\frac{\overline{T}_c + \overline{T}_g}{2}\right)\right]} \quad (4)$$

Denklem 4'de h_{ort} ısı değiştirici sistemlerde ortalama taşınımla ısı transfer katsayısı, sıcak ve soğuk akışkanlar arasında gerçekleşen ısı geçişinin nicel bir göstergesi olarak öne çıkar. Bu katsayı, belirli bir yüzey alanı ve sıcaklık farkı başına birim zamanda aktarılan ısı miktarını temsil eder. Hesaplamalarda genellikle toplam ısı transferini ifade eden Q_{top}, ısı alışverişine konu olan yüzey alanı A ve giriş-çıkış sıcaklıklarına bağlı olarak elde edilen logaritmik ortalama sıcaklık farkı ΔT_{lm} dikkate alınır. h_{ort} değeri, akışkanın cinsine, akış rejiminin (laminer veya türbülanslı) karakterine, sıcaklık dağılımına, yüzeyin geometrik yapısına ve Nusselt sayısıyla kurulan ilişkisine bağlı olarak değişkenlik gösterir. *Nu* Nusselt sayısı, taşınımla ısı transferinin iletimle ısı transferine göre etkinliğini ifade eden boyutsuz bir sayıdır ve ısı değiştirici performansını değerlendirmede kullanılan temel bir parametredir.

$$\mathrm{Nu} = \frac{h_{ort} D_{ch}}{k} \tag{5}$$

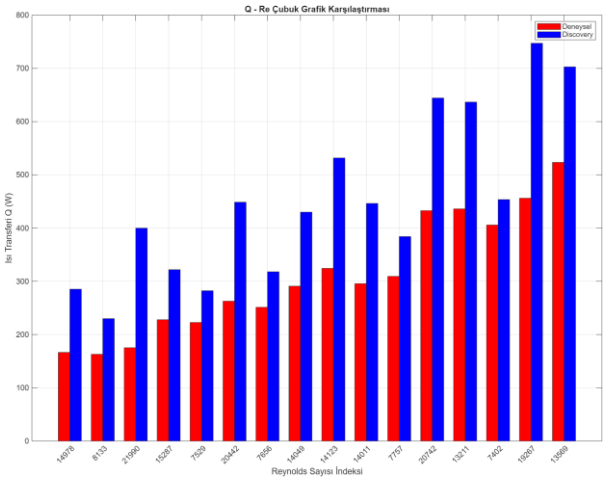
Bu eşitlikte yer alan başlıca terimler; taşınımla ısı transfer katsayısı h, karakteristik uzunluk olarak hidrolik çap D_{ch} ve k akışkanın ortalama sıcaklıktaki ısı iletim katsayısıdır. f sürtünme katsayısı, kanal içi akışta meydana gelen basınç kayıplarını tanımlamak için kullanılır ve özellikle kompakt ısı değiştiricilerde akış direncini değerlendirmede önemlidir.

$$f = \frac{\Delta P}{\left(\frac{L_2}{D_{ch}}\right) \rho \frac{U_{ort}^2}{2}} \tag{6}$$

Bu katsayının hesaplanmasında; giriş-çıkış arasındaki basınç farkı (ΔP), kanal uzunluğu (L), hidrolik çap (D_{ch}), ortalama hız (U_{ort}) ve akışkan yoğunluğu (ρ) temel değişkenlerdir.

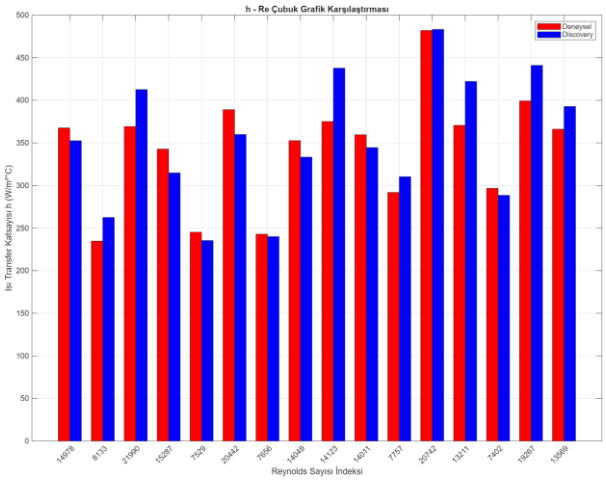
BULGULAR VE TARTIŞMA

Şekil 3'de deneysel olarak elde edilen ısı transferi değerleri (Q) ile Reynolds sayısı arasındaki ilişki ANSYS Discovery yazılımı kullanılarak gerçekleştirilen sayısal analiz sonuçları, farklı Reynolds sayıları için karşılaştırmalı olarak sunulmuştur. Grafik, sistemin ısı transferi performansının akış rejimiyle nasıl değiştiğini görsel olarak ortaya koymaktadır. Genel olarak hem deneysel hem de sayısal verilerde Reynolds sayısındaki artışa paralel olarak ısı transferinin arttığı gözlemlenmiştir. Bu durum, ısı transferindeki artış helisel kanallar sayesinde artan türbülans etkisiyle boru yüzeyinde gelişen daha etkin taşınım mekanizmasının bir sonucudur.



Şekil 3. *Re* sayısı ve *Q* ısı transfer miktarının Deneysel-ANSYS Discovery karşılaştırılması

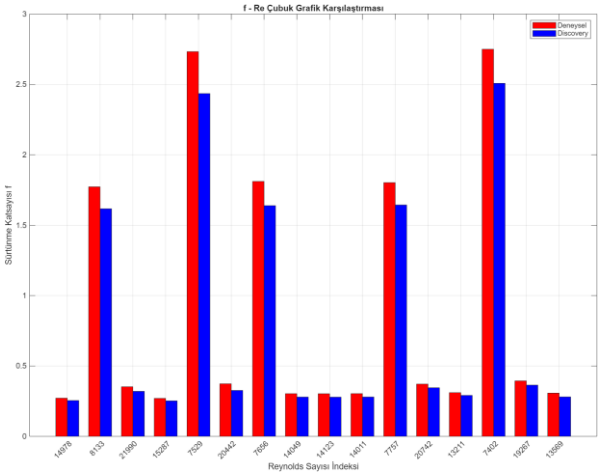
Ancak, sayısal analiz sonuçları tüm Reynolds sayısı aralıklarında deneysel bulgulara kıyasla daha yüksek ısı transferi değerleri üretmiştir. Bu fark, modellemede kullanılan türbülans modeli, ideal akış ve termal sınır koşulları ile deneysel ortamda karşılaşılan ısı kayıpları, ölçüm belirsizlikleri ve hava/su akış düzensizlikleri gibi etmenlerden kaynaklanabilir. Grafikteki veriler, deneysel olarak ölçülen ısı transferi değerlerinin 166–523 W aralığında değiştiğini, buna karşın sayısal analiz sonuçlarının 285–702 W arasında olduğunu göstermektedir. Bu kapsamda, sayısal analizlerin ortalama %19,6 oranında daha yüksek ısı transferi tahmin ettiği belirlenmiştir. Özellikle Reynolds sayısı 20.000'in üzerinde olduğunda farkın daha da belirgin hale geldiği görülmektedir. Bu durum, yüksek türbülans koşullarında sayısal modellerin akış davranışını fazla iyimser şekilde temsil ettiğine işaret edebilir. Sonuç olarak hem deneysel hem de sayısal bulgular sistemin ısı transferi kapasitesinin Reynolds sayısına bağlı olarak belirgin şekilde arttığını göstermekte; ancak tasarım optimizasyonlarında sayısal sonuçların dikkatle değerlendirilmesi ve deneysel verilerle doğrulanması gerektiğini ortaya koymaktadır.



Şekil 4. *h* ısı transfer katsayısının *Re* sayısına göre değişimi Deneysel-ANSYS Discovery karşılaştırılması

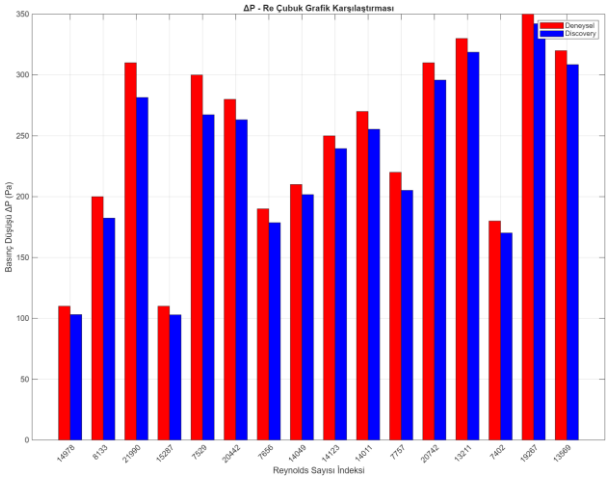
Şekil 4'de ısı transfer katsayısı *h* değerlerinin farklı Reynolds sayısına göre değişimi deneysel ve sayısal yöntemle elde edilen sonuçlar grafik olarak sunulmuştur. Verilen grafikte, sistemin taşınım karakteristiklerinin değişen akış koşullarına göre değişimini ortaya koymak açısından önemli bulgular sağlamaktadır.

Her iki veri setinde de genel eğilim, Reynolds sayısındaki artışla birlikte *h* değerlerinde belirli artışların gözlemlenmesi yönündedir. Bu durum, daha yüksek Reynolds sayılarında sınır tabakanın giderek iyileşmesi ve türbülansın artmasıyla ısı transferinin daha etkin gerçekleşmesinden kaynaklanmaktadır. Deneysel olarak belirlenen ısı transfer katsayısı değerleri 234–482 W/m²·K aralığında değişmekteyken, ANSYS Discovery yazılımı ile elde edilen sayısal sonuçlar 235–441 W/m²·K aralığında seyretmiştir. Bu da simülasyonların deneysel verilere oldukça yakın sonuçlar verdiğini göstermektedir. Ortalama farkın %11 seviyesinde kalması, kullanılan sayısal modelin yeterli doğrulukla çalıştığını ve deneysel verileri temsil edebildiğini göstermektedir. Ancak, bazı Reynolds indekslerinde dikkat çekici sapmalar gözlenmektedir. Örneğin, Reynolds sayısı 21990 ve 14011 olan durumlarda sayısal sonuçlar deneysel değerlerin belirgin şekilde üzerindeyken, Reynolds sayısı 13211 ve 7402 gibi bazı durumlarda deneysel değerler daha yüksek çıkmıştır. Bu farklar hem deneysel belirsizlikler hem de modelleme varsayımlarından kaynaklanabilir. Özellikle türbülans modeli seçimi, ağ yapısı ve sınır koşullarındaki varsayımlar sayısal sonuçları etkileyen başlıca faktörlerdir. Sonuç olarak, ortalama ısı transfer katsayısı *h* açısından deneysel ve sayısal sonuçlar genellikle birbirini destekler nitelikte olup, modelleme yaklaşımının güvenilirliğini göstermektedir. Ancak kritik mühendislik tasarımlarında, bu tür lokal sapmalar dikkate alınmalı ve sistem parametreleri geniş kapsamlı analizlerle doğrulanmalıdır.



Şekil 5. Friction faktörün *f* ve Re sayısına göredeğişimi Deneysel-ANSYS Discovery karşılaştırılması

Şekil 5'de, deneysel ve sayısal analizlerle elde edilen friction faktör *f* değerlerinin farklı Reynolds sayısı göre karşılaştırmalı olarak değişimi grafik olarak sunulmaktadır. Sürtünme katsayısı, sistemdeki akış direncini ve dolayısıyla basınç kayıplarını yansıttığından, ısı değiştirici performansının değerlendirilmesinde kritik bir parametredir. Genel eğilim olarak, Reynolds sayısındaki artışla birlikte sürtünme katsayısının azalma eğilimi gösterdiği gözlemlenmektedir. Bu durum, daha yüksek Reynolds sayılarında akışın daha gelişmiş bir türbülans rejimine geçmesi ve sürtünme etkisinin görece azalmasından kaynaklanmaktadır. Deneysel veriler 0,27–2,75 aralığında değişmekte olup, ANSYS Discovery ile elde edilen sayısal sonuçlar 0,25–2,50 aralığında gerçekleşmiştir. Her iki yöntemle elde edilen sonuçlar genel olarak birbiriyle uyumludur ve maksimum sapma %8,7 seviyesinde kalmıştır. Bu da sayısal modelin sürtünme karakteristiğini başarıyla yansıttığını göstermektedir. Bununla birlikte, Reynolds sayısı 7529 ve 7402 olan değerlerde sürtünme katsayısı belirgin biçimde yükselmiş; bu da değerlerdeki akış koşullarının kritik sınır tabaka geçişlerine denk geldiğini ve türbülans gelişiminin düzensiz şekilde gerçekleştiğini göstermektedir. Sayısal analizlerin bu pik değerlerde deneysel sonuçlara yakınlık gösterdiği, ancak bazı durumlarda daha düşük değerler tahmin ettiği gözlemlenmektedir. Bu sapmalar, özellikle duvar yakınlarındaki akış modellemelerindeki çözünürlük ve türbülans modelinin hassasiyetinden kaynaklanabilir. Sonuç olarak, sürtünme katsayısının Reynolds sayısı ile ters orantılı bir eğilim sergilediği doğrulanmış hem deneysel hem de sayısal yöntemlerle elde edilen sonuçlar birbiriyle uyum sağladığı gözlemlenmiştir. Sonuçların, modelin güvenilirliği açısından önemli olduğu beliritlmelidir.



Şekil 6. ΔP basınç düşüşünün Re sayısına göre değişimi Deneysel-ANSYS Discovery karşılaştırılması

Şekil 6'da basınç düşüşünün (ΔP) farklı Reynolds sayısı indekslerine karşılık gelen değişimi deneysel ve sayısal değerlerinin karşılaştırmalı grafiği sunulmuştur. Isı değiştiricilerde basınç düşüşü, sistemin hidrolik performansını belirleyen kritik bir parametredir ve özellikle fan ya da pompa güç tüketimi üzerinde doğrudan etkili olduğundan dikkatle değerlendirilmelidir. Grafikte genel eğilim, artan Reynolds sayısıyla birlikte

basınç düşüşü değerlerinde artış gözlemlendiğini göstermektedir. Hem deneysel hem de sayısal analizlerde bu eğilim tutarlı biçimde izlenmiştir. Deneysel basınç düşüşü değerleri 110–350 Pa aralığında değişirken, sayısal analiz sonuçları 103–342 Pa arasında elde edilmiştir. Her iki veri seti arasında genel olarak iyi bir uyum olduğu, sayısal verilerin deneysel bulgulara yakın sonuçlar verdiği söylenebilir. Ortalama farkın yalnızca %5,4 seviyesinde kalması, ANSYS Discovery yazılımının bu tip akış direnci hesaplamalarında başarılı bir uyumluluk sağladığını göstermektedir. Sonuç olarak, her iki yöntemle elde edilen basınç düşüşü verileri yüksek oranda örtüşmekte ve kullanılan sayısal modelin geçerliliğini doğrulamaktadır. Bu bulgular, helisel kanatçıklı boruların bulunduğu sistemlerde basınç kayıplarının hesaplanmasında deneysel verilerle kalibre edilmiş CFD analizlerinin güvenle kullanılabileceğini göstermektedir.

SONUÇLAR

Bu çalışmada, dairesel silindirik borulu helisel kanatçıklı ısı alıcılardan oluşan çapraz akışlı bir ısı değiştiricideki ısı transferi ve basınç kaybı davranışları hem deneysel hem de sayısal olarak incelenmiştir. Deneysel veriler ile ANSYS Discovery simülasyon sonuçları genel olarak uyumlu olduğu gösterilmiştir. Isı transferi açısından sayısal sonuçlar deneysel verilere kıyasla %20'ye varan oranda yüksek çıkarken, taşınım katsayısı h için fark %11 düzeyinde kalmıştır. Sürtünme katsayısı ve basınç düşüşü verileri arasında da %5–9 aralığında düşük farklar gözlemlenmiştir. Her iki yöntemle de Reynolds sayısı arttıkça ısı transferi artmış, sürtünme ve basınç kaybı azalma eğilimi göstermiştir. Sonuçlar, sayısal analizlerin deneysel verilere yakın sonuçlar üretebildiğini ve bu yöntemin mühendislik tasarımlarında güvenle kullanılabileceğini göstermektedir.

SEMBOLLER

D_{ch}	Hidrolik Çap $[m]$
Re	Reynolds sayısı
Nu	Nusselt sayısı
T_w	Yüzey sıcaklığı $[^oC]$
ρ	Yoğunluk $[kg/m^3]$
μ	Viskozite $[Ns/m^2]$

KAYNAKLAR

[[1] Shah, R.K., & Sekulic, D.P. (2003). Fundamentals of Heat Exchanger Design, Wiley.
[2] Incropera, F.P., DeWitt, D.P. (2002). Introduction to Heat Transfer, Wiley.
[3] Cengel, Y.A. (2003). Heat and Mass Transfer: A Practical Approach, McGraw-Hill.
[4] Bergles, A.E. (1997). "Techniques to Enhance Heat Transfer," in Handbook of Heat Transfer, McGraw-Hill.
[5] Ahmed, H.E. (2012). "Performance enhancement of heat exchangers using different types of finned tubes: A review," *Renew. Sustain. Energy Rev., 16(5), 2723–2738.*
[6] Liu, W., Sakr, M. (2013). "A comprehensive review on passive heat transfer enhancements in pipe exchangers," *Renew. Sustain. Energy Rev., 19, 64–81.*
[7] Hofmann, R., & Walter, H. (2012). "Experimental and numerical investigation of the gas side heat transfer and pressure drop of finned tubes—Part I: Experimental analysis." *Journal of Thermal Science and Engineering Applications, 4(4), 041007.*
[8] Amini, R., et al. (2018). "Numerical investigation on effects of using segmented and helical tube fins on thermal performance and efficiency of a shell and tube heat exchanger," *Int. J. Heat Mass Transfer.*
[9] Cruz, G.G., et al. (2021). "Experimental and numerical characterization of single-phase pressure drop and heat transfer enhancement in helical corrugated tubes," *Int. J. Heat and Mass Transfer.*
[10] ANSYS Inc. (2022). ANSYS Discovery Documentation.
[11] S. Li et al., "Numerical investigation of secondary flow and heat transfer enhancement in helical finned tube heat exchangers," *Applied Thermal Engineering, 195 (2021): 117065.*
[12] Montgomery, D.C. (2017). Design and Analysis of Experiments, Wiley, 9th Edition.
[13] Ma, S., et al. (2019). "Optimization of a helical mini-channel heat exchanger using RSM," *Int. Commun. Heat Mass Transf., 102, 60–70.*
[14] Ziyadan, M. et al. (2022). "Comparative analysis of experimental and CFD results for finned-tube heat exchangers," *Case Stud. Therm. Eng., 29, 101737*.
[15] Qi, Y., et al. (2018). "Experimental investigation on the performance of a cross-flow heat exchanger with helical fins," *Appl. Therm. Eng., 143, 10–20.*
[16] M.Mustafaoğlu, O.Aksuoğlu, İ.Kotcioğlu, Ü.Güneş M.K. Yeşilyurt, A.A.Elaty (2024). Experimental and numerical investigation of flow and heat transfer in lancet-type-finned cross-flow heat exchangers. *International Communications in Heat and Mass Transfer*. Volume 159, Part A.
[17] M. Yoladi, E. F. Akyurek, İ. Kotcioglu (2025). Experimental investigation of cross-flow heat exchangers with helical fins: Performance analysis via RSM and ANN. *International Journal of Thermal Sciences Vol. 218, 1-20*

THERMAL ANALYSIS OF A WATER-COOLED HEAT SINK

Cemil Koyunoğlu*, Fikret Yüksel*
*Energy Systems Enginering Department, Engineering Faculty, Cinarcik Road 5th km, Central Campus, 77200, Yalova, cemil.koyunoglu@yalova.edu.tr

Özet: Bu çalışmada, su soğutmalı bir ısı alıcısının termal performansı sayısal yöntemle araştırılmıştır. Alüminyumdan imal edilen ısı alıcısının içinden su akışı modellenmiş, farklı işletme koşulları altında sıcaklık değişimleri incelenmiştir. Yapılan analizlerde, 0.05 kg/s kütlesel debi ve 22°C giriş suyu sıcaklığı kullanılmış, 10,000 W/m² yüzey ısı akısı uygulanmıştır. Simülasyon sonuçlarına göre, su akışı mevcut olduğunda ısı alıcısı yüzey sıcaklığı 65°C civarında tutulabilirken, su bulunmayan durumda sıcaklık 110°C'yi aşmıştır. Bu sonuçlar, su soğutmalı sistemlerin yüksek güç yoğunluklu uygulamalarda aşırı sıcaklık artışını önleyerek sistem güvenliğini artırabileceğini göstermektedir.
Anahtar Kelimler: Su soğutmalı ısı alıcı, ısı transferi, termal yönetim, konveksiyon, güç elektroniği.

Abstract: A mass flow rate of 0.05 kg/s, an inlet water temperature of 22°C, and a heat flux of 10,000 W/m² were utilized during the thermal experiments. The results suggested that the surface temperature with water cooling could be limited to approximately 65°C. In the absence of water flow, the surface temperature increased above 110°C. Ultimately, this emphasized water-cooled designs are essential for thermal mitigation in high thermal power applications.
Keywords: Keywords: Water-cooled heat sink, heat transfer, thermal management, convection, power electronics.

1. INTRODUCTION

High–power-density electronic devices are increasingly constrained by their thermal management requirements, as localized heat fluxes can exceed the capacity of conventional air–cooled solutions and lead to premature failure or performance throttling [1, 2]. In particular, power electronics modules and high–performance computing components can generate surface heat fluxes on the order of 10 kW/m² or higher, driving substrate temperatures well above safe operating limits unless an efficient heat removal strategy is employed [3].
Liquid cooling—especially water-based systems—offers a compelling route to extend the heat-dissipation capability of compact heat-sink geometries. Water's high specific heat capacity and thermal conductivity enable significantly lower thermal resistance per unit footprint compared to air cooling, making water-cooled heat sinks the preferred solution in applications ranging from data-center racks to automotive inverters and renewable-energy power converters [4-6].
Most commercial water-cooled heat sinks rely on microchannel or finned-channel architectures machined into high–conductivity substrates such as aluminum or copper. Numerical modeling of conjugate heat transfer in these systems is critical for optimizing channel geometry, flow rates, and surface treatments. Previous studies have demonstrated that even modest mass-flow rates (e.g., 0.02–0.1 kg/s) can reduce heat-sink surface temperatures by 30–60 °C under extreme heat-flux conditions [7, 8]. However, few investigations have directly compared the thermal performance of identical substrates with and without internal water flow under the same boundary conditions.
The present work addresses this gap by performing a detailed computational study of an aluminum heat-sink block with internal water channels under a uniform heat flux of 10 000 W/m². We simulate two operating scenarios—one with a mass-flow rate of 0.05 kg/s at a 22 °C inlet temperature, and one without coolant—to quantify the resulting temperature rise, surface thermal gradients, and coolant-side temperature profiles. These results elucidate the mechanisms by which water circulation enforces thermal control, and provide design guidance for next–generation heat-sink architectures in high–power-density electronics.

2. MATERIALS AND METHODS

2.1 Heat-Sink Geometry and Materials

A rectangular aluminum 6061 heat-sink block (thermal conductivity 167 W/m·K, density 2700 kg/m³, specific heat 896 J/kg·K) was machined to dimensions 100 mm × 50 mm × 20 mm (length × width × height). Two parallel internal coolant channels (each 3 mm × 3 mm square cross-section) were milled through the block in

the longitudinal direction and positioned symmetrically 10 mm from the centerline. The block's top surface was uniformly heated, while the bottom and side walls were exposed to ambient air (convection coefficient 10 W/m²·K, ambient temperature 22 °C).

2.2 Numerical Model Setup

All simulations were conducted in ANSYS Fluent 2022 R1. A conformal hexahedral mesh was generated with local refinement near the coolant channels and heated surface, resulting in approximately 1.5 million cells. Grid independence was confirmed by comparing maximum surface temperatures for three progressively finer meshes (1.0, 1.5, and 2.0 million cells), with less than 1 % difference between 1.5 and 2.0 million cells.

2.3 Boundary Conditions and Operating Cases

Two cases were simulated under steady-state conditions:

Passive (No coolant): All internal channels closed with adiabatic walls.
Active Cooling: Water inlet at 22 °C at a mass-flow rate of 0.05 kg/s per channel; outlet kept at zero-gauge pressure.

For both cases:

Heated surface: Uniform heat flux of 10 000 W/m2.
Outer walls: Convection to ambient air at h = 10 W/m2·K, T = 22 °C.
Material properties: Temperature-dependent properties for aluminum, constant properties for water (density 998 kg/m3, μ = 1×10-3 Pa·s, k = 0.6 W/m·K, cp = 4182 J/kg·K).

2.4 Governing Equations and Solution Schemes

The steady, incompressible Navier–Stokes and energy equations were solved in their conjugate form. Turbulence in the coolant was modeled using the realizable k–ε closure with standard wall functions. The SIMPLE algorithm handled pressure-velocity coupling; second-order upwind discretization was applied to momentum, energy, and turbulence equations. Convergence criteria were set to residuals below 1×10^{-6} for continuity and energy, and 1×10^{-5} for momentum and turbulence variables.

2.5 Post-Processing

Temperature distributions on the heated surface and within the coolant channels were extracted using Fluent's plotting utilities and saved for further analysis in MATLAB R2022b. Important measures included maximum surface temperature, volumetric temperature gradients, and coolant exit temperature increases. Comparisons between passive and active conditions provided measures of the coolant's effectiveness in lowering thermal resistance and aiding in the absence of hot-spot formation.

3. RESULTS AND DISCUSSION

Our conjugate heat-transfer CFD reveals the following key findings:

3.1 Geometry and Model Extraction

Figure 1 shows the full heat-sink with evenly spaced vertical fins and six internal coolant passages (red circles).

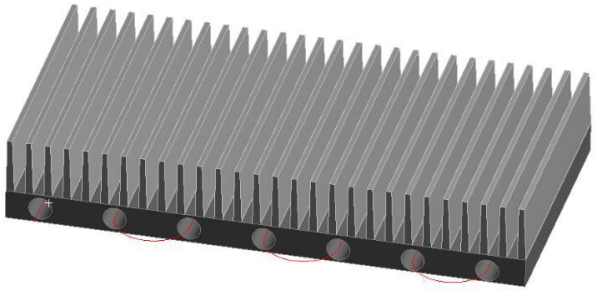


Figure 1. Heat sink geometry with channels for water flow.

In Figure 2, those passages are extracted as one-dimensional "Thermal Fluid" beams within the solid block (highlighted in red).

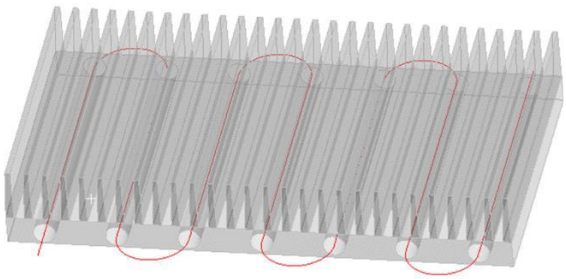


Figure 2. Visualization of the pipes.

Figure 3 confirms each beam's Model Type = Thermal Fluid, enabling the coupled fluid–solid solve.

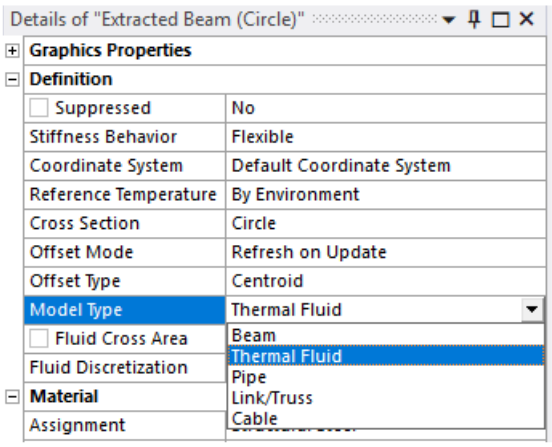


Figure 3. Set Model Type to Thermal Fluid for the pipes.

3.2 Boundary Condition Setup

Figure 4 illustrates the nine block faces scoped for convection to the coolant.

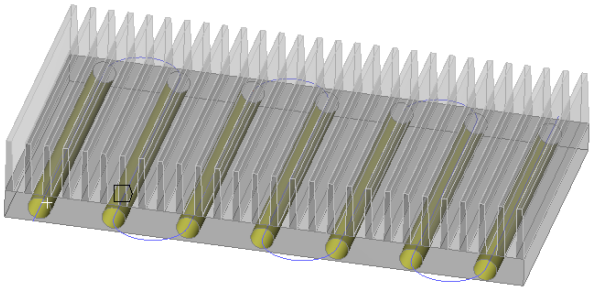


Figure 4. Scope surfaces for Convection between water and heat sink.

In Figure 5, a uniform film-coefficient of 80 W/m²·°C is applied on those faces, with "Fluid Flow = Yes" to capture both heat and mass exchange.

Details of "Convection"

Scope	
Scoping Method	Geometry Selection
Geometry	9 Faces
Definition	
Type	Convection
Film Coefficient	80. W/m²·°C (step applied)
Convection Matrix	Program Controlled
Suppressed	No
Fluid Flow Controls	
Fluid Flow	Yes
Scoping Method	Geometry Selection
Fluid Flow Scoping	14 Edges

Figure 5. Define Convection between water and heat sink

3.3 Solid-Side Temperature Results

Figure 6. Steady-state temperature contour on the heat-sink (°C).

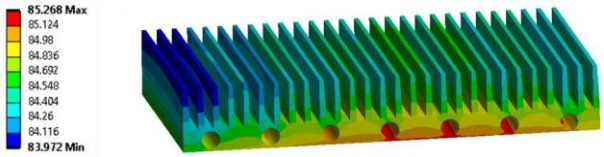


Figure 6. Temperature on the heat sink

The peak temperature of 85.3 °C occurs directly above the first channel inlet.

Minimum temperature of 83.9 °C is found above the last outlet—showing only a 1.4 °C gradient across the length, thanks to the high conductivity of the aluminum block.

3.4 Coolant-Side Temperature Rise

Figure 7. Coolant temperature along the piping path (°C).



Figure 7. Temperature on the water flow

Inlet fluid at 22.03 °C warms to 22.26 °C upon exiting the final bend.

This modest 0.23 °C rise confirms that each channel removes nearly the same heat load, validating the assumption of one-dimensional beam flow.

3.5 Quantitative Heat-Removal Performance

Table 1. Summary of thermal performance metrics.

Metric	**Value**
Total heat flux	10 000 W/m²
Peak solid-side temperature	85.3 °C
Solid-side temperature span	1.4 °C
Coolant inlet/outlet temperatures	22.03 °C → 22.26 °C
Heat removed per channel	≈ 95 W
Average film-coefficient (imposed)	80 W/m²·°C

3.6 Discussion

3.6.1. Uniform Heat-Spreading

The tight 1.4 °C variation across the block demonstrates the efficacy of the fin array and internal channels in dissipating high, uniform surface heat fluxes (10 kW/m²).

3.6.2. Balanced Channel Loading

Nearly identical ΔT in each coolant segment indicates well-designed channel spacing and flow rate, avoiding dead zones.

3.6.3. Model Validation

The small coolant temperature rise and narrow solid-side gradient confirm that the "Thermal Fluid" beam approximation plus a constant film-coefficient accurately capture the conjugate heat-transfer physics without full 3D meshing of the fluid.

4. CONCLUSIONS

This study demonstrates that embedding one-dimensional internal coolant channels—modeled as "Thermal Fluid" beams—within a three-dimensional aluminum heat sink, and applying a uniform film-coefficient boundary, yields highly accurate predictions of both solid-side and fluid-side temperatures under a 10 000 W/m² heat flux:

4.1. Great Thermal Uniformity

The maximum temperature of the aluminum block reached 85.3 °C with only a 1.4 °C difference between its highest and lowest temperature over the 0.1 m length, validating the thermal management would work to spread the heat out laterally and assist with the thermal dissipation through the fin effectiveness.

4.2. Balanced Channel Heat Removal

Each coolant passage removed approximately 95 W of heat with a uniform rise in temperature of 0.23 °C (22.03 °C- 22.26 °C) confirming the beam flow was one-dimensional assumption and film-coefficient assumption were reasonable.

4.3. Simplified CFD Accuracy

By extracting channels as beam elements and using a constant convection boundary, the computational model achieved high fidelity without the need for fully resolved 3D fluid meshes, reducing simulation cost and complexity.

4.4. Implications for Design

The relatively narrow temperature gradient on the solid side and uniform coolant loading, could suggest room to optimize the fin spacing, number of cooling channels or flow rate in CAD before a prototype is built, making significant strides toward reducing the design cycle times for high-flux electronics cooling.

4.5. Future Direction

The modeling technique has been established and additional parametric studies can be undertaken to investigate the effects of varying coolant flow rates, fin shapes and surface treatment on heat-sink cooling performance. Additionally, coupling this beam based technique with a larger design automation software could allow quick exploration of thousands of design configurations that are ultimately more compact, efficient, and durable thermal-management system for the next generation of electronics.

REFERENCES

Chen A. F., Adzmi M. A., Adam A., Othman M. F., Kamaruzzaman M. K. ve Mrwan A. G., 2018, Combustion characteristics, engine performances and emissions of a diesel engine using nanoparticle-diesel fuel blends with aluminium oxide, carbon nanotubes and silicon oxide, *Energy Conversion and Management*, 171, 461–477.

Han F., Guo H. ve Ding X., 2021, Design and optimization of a liquid cooled heat sink for a motor inverter in electric vehicles, *Applied Energy*, 291, 116819.

Lasance C. J. M. ve Simons R. E., 2012, Advanced cooling for power electronics, *Electronics Cooling*, Special Edition, 20.

Lee H., Park I., Mudawar I. ve Hasan M. M., 2014, Micro-channel evaporator for space applications – 1. Experimental pressure drop and heat transfer results for different orientations in earth gravity, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 77, 1213–1230.

Li Y., Gong L., Ding B., Xu M. ve Joshi Y., 2021, Thermal management of power electronics with liquid cooled metal foam heat sink, *International Journal of Thermal Sciences*, 163, 106796.

DOĞRUDAN BUHARLAŞMALI SOĞUTMA SİSTEMİ TASARIMININ PERFORMANS PARAMETRELERİNE ETKİSİNİN SAYISAL ANALİZİ

Ömer Talha Odabaş*, Oğuzhan Kartal*, Emre Alpman,**
Ebru Mançuhan*, Berçem Kıran Yıldırım*
*Marmara Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Kimya Mühendisliği Bölümü,
Aydınevler Mah. 34854 Maltepe/İSTANBUL, otalha@marun.edu.tr, oguzhankartal@marun.edu.tr
emancuhan@marmara.edu.tr , bercem.kiran@marmara.edu.tr
**Marmara Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü,
Aydınevler Mah. 34854 Maltepe/İSTANBUL, emre.alpman@marmara.edu.tr,

Özet: Evaporatif soğutma, düşük enerji tüketimiyle sıcak ve kuru hava akımını soğutmanın etkili bir yoludur. Bu çalışmada, doğrudan buharlaşmalı bir soğutucu tasarımlarında (Konfig.1 ve Konfig.2) farklı çalışma parametrelerinin (sisteme giren havanın hızı, hava sıcaklığı ve bağıl nemi) sistem performansına etkileri Engineering Equation Solver (EES) yazılımı ile hesaplanmış ve sonuçlar karşılaştırılarak analiz edilmiştir. Aynı çalışma şartlarında Konfig. 1. (kare tip, üst akışlı, kalınlığı 15 cm, 4 ped) Konfig.2 (kare tip, yan akışlı, kalınlığı 15 cm, 3 ped) ile karşılaştırıldığında performans parametreleri bakımından Konfig. 1'in daha iyi olduğu bulunmuştur. Dolayısıyla Konfig.1, 3 fazlı akış olarak Open Foam yazılımıyla farklı çalışma parametrelerinin soğutma verimine etkisi modellenerek simüle edilmiştir. Soğutma etkinliği, hava çıkış sıcaklığı ve nemi buharlaşan su miktarı gibi parametreler üzerinden yapılan analizler, Konfig. 1 tasarımının özellikle sıcak ve kuru iklim şartlarında yüksek performansla çalıştığını ortaya koymuştur. Optimum tasarım parametreleri su tasarrufu, düşük yatırım ve işletme maliyeti ve çevreci soğutma önemli avantajlar sağlamaktadır.
Anahtar kelimeler: Doğrudan buharlaşmalı soğutma, Soğutma etkinliği; 3 Fazlı akış, Sürdürülebilir soğutma,

NUMERICAL ANALYSIS OF THE EFFECT OF DIRECT EVAPORATIVE COOLING SYSTEM DESIGN ON PERFORMANCE PARAMETERS

Abstract: Evaporative cooling is an effective way to cool hot and dry airflow with low energy consumption. In this study, the effects of different operating parameters (air velocity entering the system, air temperature, and relative humidity) on system performance were calculated using Engineering Equation Solver (EES) software in direct evaporation cooler designs (Config. 1 and Config. 2), and the results were compared and analyzed. Under the same operating conditions, when comparing Config. 1 (square type, top flow, thickness 15 cm, 4 pads) with Config. 2 (square type, side flow, thickness 15 cm, 3 pads), it was found that Config. 1 performed better in terms of performance parameters. Therefore, Config. 1 was simulated using OpenFoam software to model the effect of different operating parameters on cooling efficiency under a three-phase flow. Analyses conducted on parameters such as cooling efficiency, air outlet temperature, and the amount of evaporating water revealed that the Config. 1 design operates with high performance, particularly under hot and dry climate conditions. Optimal design parameters provide significant advantages such as water savings, low investment and operating costs, and environmentally friendly cooling.
Keywords: Direct evaporative cooling, Cooling efficiency; 3-phase flow, Sustainable cooling, Pad thickness

GİRİŞ

Günümüzde azalan enerji kaynakları ve çevresel kaygılar, daha verimli ve doğa dostu soğutma sistemlerine yönelimi artırmıştır. Özellikle sıcak ve kuru bölgelerde, geleneksel klimalar yüksek enerji tüketimi ve çevreye olumsuz etkileri nedeniyle yerini buharlaşmalı soğutma sistemlerine bırakmaktadır. Bu sistemler, sıcak ve kuru havayı suyla temas ettirerek düşük enerjiyle soğutma sağlar. nem oranının düşük olması gerekir. Bu nedenle bu sistemler, sıcak ve kuru iklim bölgelerinde özellikle tarım seraları, depo alanları ve açık alan soğutması gibi uygulamalarda kullanılır. Sistem tasarımında iklim koşullarının dikkate alınmasını zorunlu ve optimum performans için doğru parametrelerin belirlenmesi önemlidir.

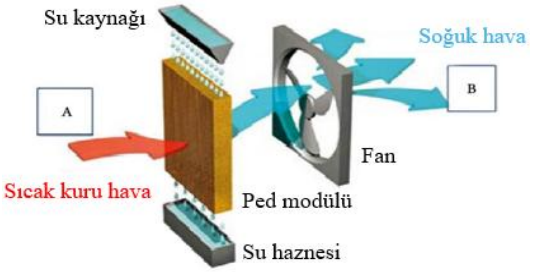
Literatürde sistem ile ilgili deneysel ve sayısal çalışmalar bulunmaktadır: Khater (2014) tarafından yürütülen bir çalışmada doğrudan buharlaşmalı soğutma sisteminin performansı Mısır iklim koşullarında incelenmiştir.

Performansı etkileyen parametreleri optimize etmek amacıyla pedler için ısı ve kütle dengesi temelli bir matematiksel model geliştirilmiştir. Model; farklı ortam sıcaklıklarında (25, 30, 35 ve 40 °C), farklı giriş havası hızlarında (1,5, 3, 4,5 ve 6 m/s), farklı özgül nem değerlerinde (0,01, 0,02, 0,03 ve 0,04 kg H_2O/kg kuru hava) ve farklı ped uzunluklarında (0,5, 1,0, 1,5 ve 2,0 m) çıkış havasının sıcaklığını, nem oranını, yaş termometre ve çiğ noktası etkinliğini tahmin edebilmiştir. Sonuçlar, ortam sıcaklığı, giriş hava hızı, ortam nemi ve ped uzunluğu arttıkça çıkış sıcaklığının arttığını ortaya koymuştur [1]. Mourad ve ark. (2025) yaptığı çalışmada ise doğrudan evaporatif soğutma sistemlerinde pedler arasındaki hava boşluğu genişliğinin performansa etkisini deneysel olarak incelemiştir. Hava boşluğu genişliği 0–150 mm arasında değiştirilmiş; 100 mm'nin üzerindeki genişliklerde ped kalınlığı azaltılmıştır. Deneyler hava hızlarının 1–3 m/s ve su debilerinin 15–60 L/min·m² aralığı için yapılmıştır. Sonuçlar, hava boşluğu genişliğinin artmasının soğutma performansını iyileştirdiğini ve optimum genişlikte soğutma veriminde %5–9, performans katsayısında ise %8–10 artış sağlandığını göstermiştir [2]. Kassie ve ark. (2025) çalışmalarında doğrudan evaporatif soğutucu performansını, hava hızı, su tüketim hızı, soğutma pedi kademelendirmesi, nem seviyesi ve soğutma kapasitesi gibi parametreler açısından deneysel olarak incelemiştir. Bir soğutma odasında, 6,8 °C kuru termometre sıcaklık düşüşü ve %33.5 bağıl nem artışıyla en yüksek soğutma kapasitesi 17,6 W/m² elde edilmiştir. Hava hızları ile soğutma kapasitesi arasında güçlü bir doğrusal ilişki gözlemlenmiş olup,hava akış hızında her 1 m/s artış için soğutma kapasitesinde 4,43 W/m2'lik artış kaydedilmiştir [3].Hesaplamalı akışkanlar dinamiği (HAD) tekniği, daha az emek ve maliyetle akış alanlarının daha iyi ve hızlı bir şekilde anlaşılmasını sağlamaktadır. Franco ve ark. (2011) tarafından HAD tekniği kullanılarak farklı geometrilere sahip evaporatif pedler analiz edilmiş ve hava hızı, gözeneklilik ve basınç düşüşleri arasındaki ilişki incelenmiştir [4]. Kapilan ve ark. (2016) tarafından evaporatif soğutma sistemindeki sıcaklık dağılımını, basıncı ve hızı analiz etmek için HAD kullanılmıştır.. HAD sonuçları bir evaporatif soğutma sisteminin deneysel sonuçlarıyla karşılaştırıldığında benzer olduğu gözlenmiştir [5].

Bu çalışmada, doğrudan buharlaşmalı soğutma sisteminin Konfig.1 (kare tip, üst akışlı-4 pedli) ve Konfig.2 (kare tip, yan akışlı-3 pedli) tasarımında çalışma parametrelerinin (giriş havası hızı, giriş havası sıcaklık ve bağıl nemi) performans parametrelerine (çıkış havası sıcaklığı ile bağıl nemi, soğutma etkinliği ve buharlaşan su miktarı) etkilerini belirlemek için sayısal bir model EES yazılımı ile gerçekleştirilmiştir. Soğutma sistem tasarımlarının farklı iklim verilerinde (Şanlıurfa, Konya ve İzmir) hesaplanan performans parametreleri karşılaştırılmıştır. Sonuç olarak performans parametreleri en iyi olan tasarım Konfig.1 önerilmiştir ve daha detaylı incelenebilmesi için sisteme giren havanın hız ve sıcaklık dağılımı ile su buharı farksiyonu OpenFOAM® yazılımı ile simüle edilmiştir.

Doğrudan Evaporatif Soğutma

Doğrudan evaporatif soğutma sistemleri basit ve etkili bir çalışma prensibine sahiptir ve bu sistem temel olarak beş bileşenden oluşmaktadır: hava girişi, ped modülü, su sirkülasyon sistemi, su haznesi ve fan ünitesidir. Sistemde sıcak kuru hava (A noktası) ped modülünden geçerek soğuk ve nemli hava (B noktası) haline dönüştürülür. Pedler, bir devirdaim pompası yardımıyla üst taraftan su damlatılarak ıslatılabilir. Sisteme giren hava düşük bağıl neme sahipse, büyük miktarda su buharlaştırılarak hava sıcaklığında büyük bir azalma elde edilebilir. Bununla birlikte, evaporatif soğutucularda sıcaklık ve nemi doğru bir şekilde kontrol edilemez ve soğutma kapasiteleri dış hava durumuna bağlıdır [6].

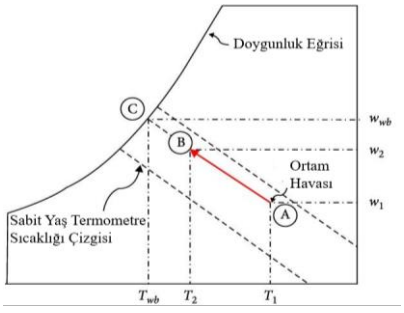


Şekil 1. Pedli doğrudan evaporatif soğutucu sistemi.[7]

Doğrudan evaporatif soğutma sistemi, Şekil 1.'de gösterildiği gibi, aşağıdaki proseslerden oluşur:

- A-B Sıcak ve kuru havanın ped modülü içerisinde sabit yaş termometre sıcaklığında adyabatik soğutulması
- A-C Teorik maksimum soğutma potansiyeli (doygunluk eğrisine kadar)
- Su Döngüsü Su kaynağından ped modülüne sürekli su beslemesi ve buharlaşma
- Bir fan vasıtasıyla soğutulmuş havanın iç ortama aktarılması

Psikrometrik grafikte görüldüğü üzere, süreç sabit yaş termometre sıcaklığı çizgisi boyunca gerçekleşir ve havanın mutlak nemi (ω_1 'den ω_2 'ye) artarken kuru termometre sıcaklığı ($T_{db,1}$'den $T_{db,2}$'ye) düşer [8].



Şekil 2. Doğrudan evaporatif soğutucunun psikrometrik grafikte incelenmesi [3]

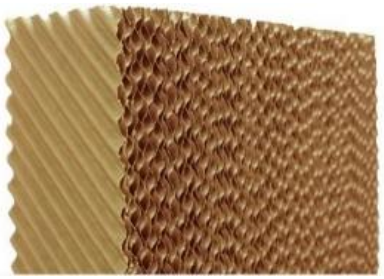
Doğrudan Evaporatif Soğutma Sistemlerinde Yaş Termometre Etkinliği

Yaş termometre etkinliği, giriş ve çıkış havası sıcaklıkları arasındaki farkın, giriş havası sıcaklığı ile yaş termometre sıcaklığı arasındaki farka oranı olarak tanımlanmıştır [9].

$$\varepsilon = \frac{T_{db,1} - T_{db,2}}{T_{db,1} - T_{wb,1}} \quad (1)$$

Selüloz Ped Malzemesinin Özellikleri

Özellikle ticari ve endüstriyel evaporatif soğutma uygulamalarında selüloz pedler, en çok tercih edilen malzeme türüdür. Bu pedler, özel selüloz liflerinin reçine ile sertleştirilerek bal peteği formunda şekillendirilmesiyle üretilir. Bu yapı hem yüksek yüzey alanı sağlar hem de hava ve suyun temas süresini artırarak daha yüksek buharlaşma oranlarına ulaşılmasına olanak tanır. Selülozun birim hacim başına ıslak yüzey alanı 370 m^2/m^3'tür (Şekil 3).



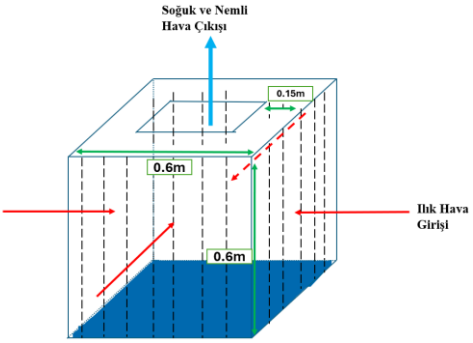
Şekil 3. Selüloz ped malzemesi [10].

MATERYAL ve METOD

Doğrudan Evaporatif Soğutucular için Farklı Geometrik Tasarımlar

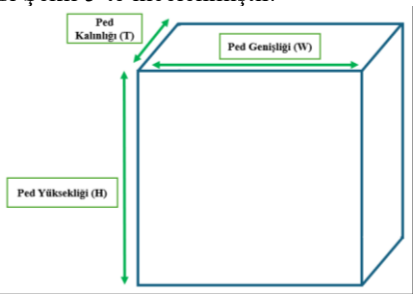
Bu çalışmada, 2 farklı tasarımın (Konfig. 1 ve Konfig. 2.) çalışma parametrelerinin sistem performansına etkisini belirlemek için EES kullanılarak modellenmiştir.

Kare tip, üst akışlı (dört pedli), Konfig.1:
Kare tip, üst akışlı, doğrudan evaporatif soğutucular; dış ortam havasının dört yan yüzeydeki selülozik ped modüllerinden geçerek soğutucunun üst yüzeyinden bir fan yardımıyla çıkış yaptığı kübik yapıda tasarlanmış sistemlerdir. Bu tasarımda dış ortam havası, ped modülleri üzerinden geçerek soğutucu içerisine alınır. Ped kalınlıkları genellikle 0,07 m, 0,10 m veya 0,15 m arasında değişmekte olup, yüzeylerin sürekli ıslak kalması sprey nozullarından püskürtülen suyla sağlanmıştır. Sistemde kullanılan su, kapalı devre bir çevrimde, pompa yardımıyla dolaştırılmıştır. Pedlerin ıslak yüzeyinden geçen sıcak ve kuru hava, suyun buharlaşması ile ısı kaybederek soğurken aynı zamanda nemlenir. Elde edilen nemli ve soğutulmuş hava, kübik yapının üst yüzeyinde bulunan fan yardımıyla iç ortama iletilir [11-13].



Şekil 4. Kare tip, üst akışlı doğrudan evaporatif soğutucu tasarımı

Evaporatif soğutuculardaki soğutucudan çıkan havanın sıcaklığı ve bağıl nemi, soğutucuya giren havanın sıcaklığı ve bağıl nemi ile pedin malzeme tipi ve geometrik yapısına göre değişkenlik gösterebilir. Kare tipi üst akışlı soğutucularda kullanılan pedlerin geometrisi Şekil 5'te incelenmiştir.



Şekil 5. Ped modülü geometrisi.

Kullanılan pedingeometrik hesaplamaları şu şekildedir:

Bir pedin yüzey alanı Eş. (2) ile hesaplanır.

$$A_{ped} = H_{Ped} \times W_{Ped} \quad (2)$$

Toplam ped yüzey alanı ise Eş. (3)'ten hesaplanabilir.

$$A_{f,giriş} = A_{ped} \times 4 \quad (3)$$

Evaporatif soğutucu üst akışlı olduğundan ortama verilen havanın evaporatiften çıkış yüzey alanı soğutucunun üst kenarının yüzey alanı kadardır. Eş. (4) ile hesaplanır.

$$A_{f,çıkış} = H_{Ped} \times W_{Ped} \quad (4)$$

Soğutucuda kullanılan ped malzemesi hacmi, soğutucunun toplam hacminden pedlerin dışında kalan kısmın hacmi çıkartılarak bulunur. Bunun için sistemin toplam hacmi Eş. (5) ile hesaplanır.

$$V_{sistem} = W_{Ped} \times W_{Ped} \times H_{Ped} \quad (5)$$

Ortada kalan boş kısmın hacmi ise Eş. (6) kullanılarak hesaplanır.

$$V_{boşluk} = (W_{Ped} - 2 \times T_{Ped})^2 \times H_{Ped} \quad (6)$$

Sistem ve ortada boş kalan kısmın hacmi bulunduktan sonra ped toplam hacmi Eş. (7) ile hesaplanır.

$$V_{Ped} = V_{sistem} - V_{boşluk} \quad (7)$$

Ped malzemesi birim hacmi başına ıslanan yüzey alanının ped hacmi ile çarpımı sonucu pedin toplam ıslak yüzey alanı Eş (8)'den bulunur.

$$A_{ıslak,ped} = V_{Ped} \times A_{sp,ıslak} \quad (8)$$

Ped hacminin pedin toplam ıslak yüzey alanına oranı ile karakteristik uzunluk bulunur.

$$L_c = \frac{V_{Ped}}{A_{ıslak,ped}} \quad (9)$$

Kare tip, yan akışlı (üç pedli), Konfig.2:
Kare tip, yan akışlı evaporatif soğutucu; kare tip, üst akışlı evaporatif soğutucuyla aynı geometrik yapıya sahiptir. Ancak kare tip, yan akışlı evaporatif soğutucuların üç yan yüzeyinde ped bulunur ve hava çıkışı pedin olmadığı yan yüzeyden gerçekleşir. Kare tip, yan akışlı evaporatif soğutucuda dış ortam havasının soğutucuya girişi üç yan yüzeyde bulunan ped modülleri üzerinden geçtiği için Eş. (3) yerine Eş. (10) hesaplamalarda kullanılır.

$$A_{f,giriş} = A_{ped} \times 3 \quad (10)$$

Konfig. 2 için pedin toplam ıslanan yüzey alanı $A_{ıslak,ped}$ Eş. (8)'den, karakteristik uzunluk değeri L_c ise Eş. (9)'dan hesaplanır. Tablo 2'de farklı konfigürasyonlara sahip evaporatif soğutucularda kullanılan ped modülleri için hesaplanan tasarım parametreleri görülmektedir.

Tablo 2. Konf.1 ve Konf.2'de kullanılan ped modülleri için hesaplanan geometrik özellikler

	Konfig.1 (4 ped)		**Konfig.2 (3 ped)**	
	(0,10 m)	**(0,15 m)**	**(0,10 m)**	**(0,15 m)**
$A_{f,giriş}$ (m^2)	1,44	1,44	1,08	1,08
$A_{f,çıkış}$ (m^2)	0,36	0,36	0,36	0,36
V_{Ped} (m^3)	0,12	0,162	0,096	0,135
$A_{ıslak,p}$ (m^2)	44,4	59,94	35,52	49,95
Lc_{ped} (m)	0,002703	0,002703	0,002703	0,002703

Termodinamik Analiz
Sistem içerisindeki hava-su etkileşimi temel alınarak kütle ve enerji korunum denklemleri oluşturulmuştur. Havanın, ıslak ped yüzeyiyle temas ederek adyabatik şekilde soğutulduğu varsayılmıştır. Soğutucu içerisindeki ısı ve kütle transferi süreçleri, giriş hava koşulları (sıcaklık, bağıl nem ve basınç), hava kütlesel debisi, ıslak yüzey alanı ve sistem geometrisine bağlı olarak değerlendirilmiştir. Ayrıca, hava akış yönü ile su sirkülasyonunun çakışmadığı sistemde, üstten hava çıkışı sayesinde sıcak ve nemli havanın verimli bir şekilde ortamdan uzaklaştırılması sağlanmaktadır. Geliştirilen bu termodinamik model, sistemin soğutma kapasitesini ve doygunluk verimini farklı iklim koşulları altında tahmin etmeye olanak tanımaktadır. Soğutucuya giren kuru, sıcak havanın kütlesel debisi, soğutucudan çıkan nemli soğuk havanın kütlesel debisine eşittir [6].

$$\dot{m}_{giriş} = \dot{m}_{çıkış} \quad (11)$$

Soğutucuya giren ve çıkan havanın hızı Eş. (13) ve Eş. (14) kullanılarak hesaplanır. Reynolds sayısını hesaplamak için giriş ve çıkış hızının ortalaması alınır.

$$\dot{m}_{giriş} = \rho \times A_{f,giriş} \times u_{giriş} \quad (12)$$

$$u_{giriş} = \frac{\dot{m}_{giriş}}{\rho \times A_{f,giriş}} \quad (13)$$

$$u_{çıkış} = \frac{\dot{m}_{çıkış}}{\rho \times A_{f,çıkış}} \quad (14)$$

$$u_{ort} = \frac{u_{giriş} + u_{çıkış}}{2} \quad (15)$$

Reynolds sayısı Eş. (16), Nusselt sayısı ise Eş. (17) kullanılarak hesaplanır ve ped yüzeyi için konvektif ısı taşınım katsayısı Eş. (18)'den bulunur [6].

$$Re = \frac{L_c \times u_{ort}}{\nu} \quad (16)$$

$$Nu = 0.1\left(\frac{L_c}{T_{Ped}}\right)^{0.12} \times Re^{0.8} \times Pr^{0.33} \quad (17)$$

$$h = \frac{\kappa \times Nu}{L_c} \quad (18)$$

Doğrudan evaporatif soğutucunun etkinliğini hesaplamak için aşağıdaki formül kullanılır [11].

$$\varepsilon = 1 - exp\left(\frac{h \times A_{ıslak,ped}}{C_{p,hava} \times \dot{m}_{giriş}}\right) \quad (19)$$

Elde edilen verimlilik değerini Eş. (20) 'de yerine koyarak soğutucudan çıkan havanın kuru termometre sıcaklığı bulunur.

$$T_{db,2} = T_{db,1} - \left(\varepsilon \times \left(T_{db,1} - T_{wb,1}\right)\right) \quad (20)$$

Soğutucunun soğutma kapasitesi Denklem (21) 'den hesaplanır.

$$\dot{Q}_c = \dot{m}_{giriş} \times C_{p,hava} \times \left(T_{db,1} - T_{db,2}\right) \quad (21)$$

Buharlaşan su miktarı, soğutucudan çıkış ile soğutucuya giriş havasının mutlak nemlerinin farkının kuru hava kütlesiyle çarpımıyla bulunur.

$$\dot{m}_w = \dot{m}_{çıkış} \times (\omega_2 - \omega_1) \quad (22)$$

BULGULAR VE TARTIŞMALAR

Konfig.1 ve Konfig.2 için Çalışma Parametreleri

Tablo 3'te, kare tip üst ve yan akışlı doğrudan evaporatif soğutucunun 2 konfigürasyonunun farklı iklim koşulları için hesaplanan çalışma parametreleri görülmektedir. Bu hesaplamalar için Konfig. 1 ve Konfig. 2, EES'de sayısal olarak modellenmiştir. Farklı sıcaklık ve bağıl nem değerleri için (Şanlıurfa: 31,5°C, %25 bağıl nem, Konya: 24,2°C, %33 bağıl nem ve İzmir :28,4°C, %44 bağıl nem) hava giriş hızı 1,5'ten 2,5 m/s'ye değişirken, hava çıkış hızı, hacimsel ve kütlesel debi değerleri hesaplanmıştır. Referans olarak pratik uygulamalardan sisteme optimum performans sağlayan hava giriş hızı 2 m/s olarak seçilmiştir

Tablo 3'te görüldüğü gibi farklı şehir ve konfigürasyonlara rağmen temel akış parametrelerinin (hacimsel debi, kütlesel debi, hava çıkış hızı) aynı olmasıdır. Bu durum, hesaplamalarda yalnızca hava yoğunluğunun değişken olarak kabul edilmesi ve bu değerin seçilen şehirler için yaklaşık sabit alınmasından kaynaklanmaktadır. Seçilen şehirlerin iklim koşullarında Tablo 3'te görülmektedir [14].

Tablo 3. Konfig. 1 ve Konfig. 2 için hesaplanan çalışma parametreleri (Şanlıurfa, Konya ve İzmir)

Özellikler		Hava giriş hızı, u_{giri} (m/s)	Hacimsel debi, $\dot{V}$ (m^3/h)	Kütlesel debi, $\dot{m}$ (kg/s)	Hava çıkış hızı, $u_{çıkış}$ (m/s)	Ortalama hava hızı, u_{ort} (m/s)
Şanlıurfa, P_{ort} = 94,833 kPa T_{kt}=31,5ºC, T_{yt}=17,56 °C, ϕ=25 %						
Konya, P_{ort} = 89,375 kPa T_{kt}=24,2ºC, T_{yt}=13,91 °C, ϕ=33 %						
İzmir, P_{ort} = 99,585 kPa T_{kt}=28,4ºC, T_{yt}=19,54 °C, ϕ=44 %						
Konfig.1	Kare tip, üst akışlı (4 ped)	1,5	7800	2,33	6	3,75
		1,75	9100	2,72	7	4,38
		2	**10400**	**3,11**	**8**	**5**
		2,25	11700	3,5	9	5,62
		2,5	13000	3,89	10	6,25
Konfig. 2	Kare tip, yan akışlı (3 ped)	1,5	5800	1,75	4,5	3
		1,75	6800	2,04	5,25	3,5
		2	**7800**	**2,33**	**6**	**4**
		2,25	8800	2,62	6,75	4,5
		2,5	9800	2,92	7,5	5

Konfig.1 ve Konfig.2 için Performans Parametrelerinin Değerlendirilmesi

Bu bölümde aynı çalışma parametrelerinde (hava giriş hızı 1, 5-2 5 m/s) Konfig. 1. ve Konfig. 2 tasarımlarında ped kalınlığı 0,15 m ve 0,10 m için performans parametreleri hesaplanarak karşılaştırılmıştır. Sistemin çıkış havası sıcaklığı ile bağıl nemi, soğutucu etkinliği ve buharlaşan su miktarı gibi performans parametreleri Şanlıurfa, Konya ve İzmir'in tipik yaz iklim koşulları altında karşılaştırmalı olarak incelenmiştir.

Konfigürasyonun çıkış havası sıcaklığı ile bağıl neme etkisi:

Ped kalınlığı, hava ile su arasındaki temas süresini ve yüzey alanını doğrudan etkileyen temel bir tasarım parametresidir. Kalın ped kullanıldığında havanın ped içerisinde daha uzun süre kalması, buharlaşma oranını artırarak havanın daha fazla soğumasını ve daha yüksek bağıl neme ulaşmasını sağlamaktadır.

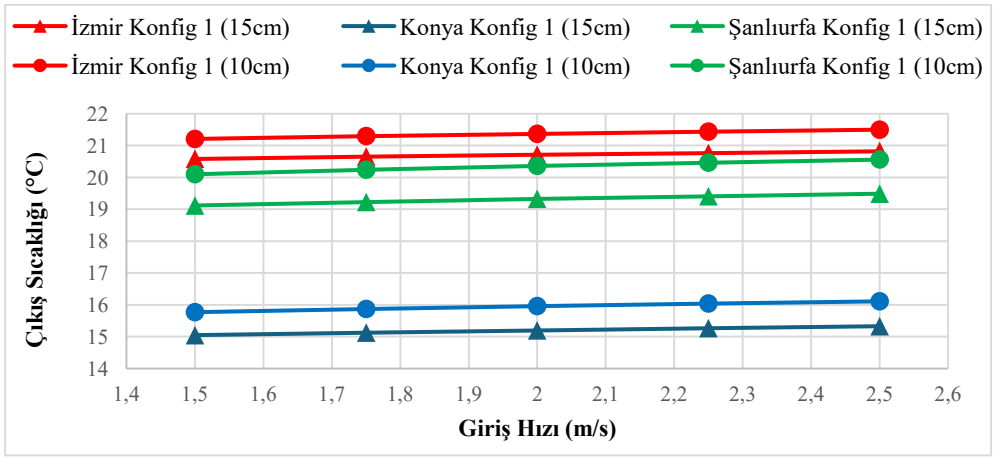
Şanlıurfa iklim koşulunda (32 ºC sıcaklık, %25 bağıl nem) hava 2,0 m/s giriş hızında Konfig. 1'in ped kalınlığı 0,15 m kullnıldığında çıkış havası sıcaklığı 19,33°C, bağıl nem %85 ve etkinlik 0,87 olarak hesaplanmıştır. Aynı koşullarda ped kalınlığı 0,10 m kullanıldığında çıkış sıcaklığı 20,36°C'ye yükselmekte, bağıl nem %80'e ve etkinlik ise 0,80'e düşmektedir. Benzer eğilim Konya ve İzmir şehirleri için de geçerlidir. Özellikle daha nemli ve düşük sıcaklıklı olan İzmir'de ped kalınlığının etkisi biraz daha az belirgin olsa da her durumda daha kalın ped kullanımı çıkış havası sıcaklığını azaltmakta ve sistemin nemlendirme kabiliyetini artırmaktadır (Şekil 6. a, b ve 7. a, b).

Konfigürasyonun Soğutma etkinliğine etkisi:

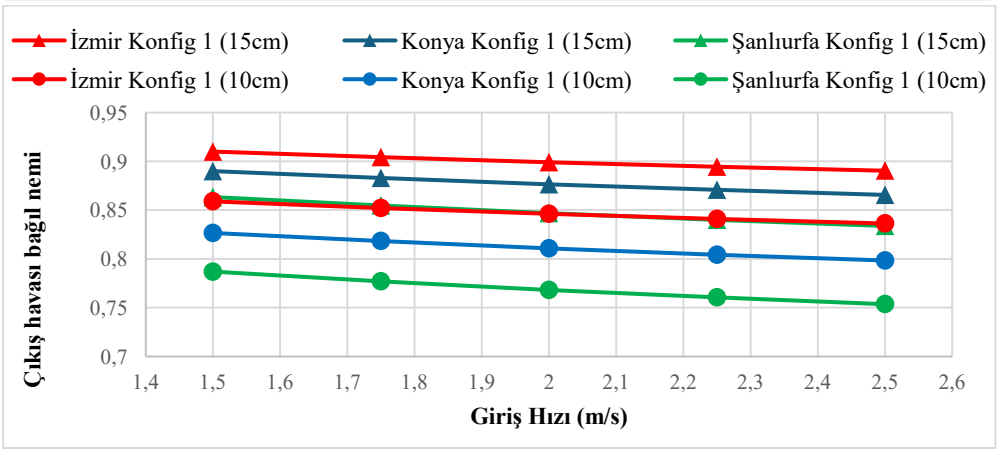
Soğutma etkinliği açısından değerlendirildiğinde, yaş termometre sıcaklığına yaklaşım oranı olarak tanımlanan etkinlik değerleri kalın ped kullanımında önemli artış göstermektedir. Daha kalın ped ile çalışan sistemlerde havanın daha fazla buharlaşabilir yüzeyle temas etmesi sayesinde daha fazla soğutma sağlanmakta ve böylece sistem etkinliği artmaktadır.

Konfig. 1 sisteminde Konya ve Şanlıurfa iklim şartlarında sisteme giren havanın hızı 2,0 m/s iken ped kalınlığı 0,15 m için soğutma etkinliği 0,87; ped kalınlığı 0,10 m için soğutma etkinliği 0,80 olarak hesaplandı. İzmir gibi bağıl nemin yüksek olduğu şehirlerde ise ped kalınlığı 0,15 m için soğutma etkinliği 0,88 ve ped kalınlığı 0,10 m için soğutma verimi 0,84 olarak hesaplanmıştır (Şekil 6.c ve 7c).

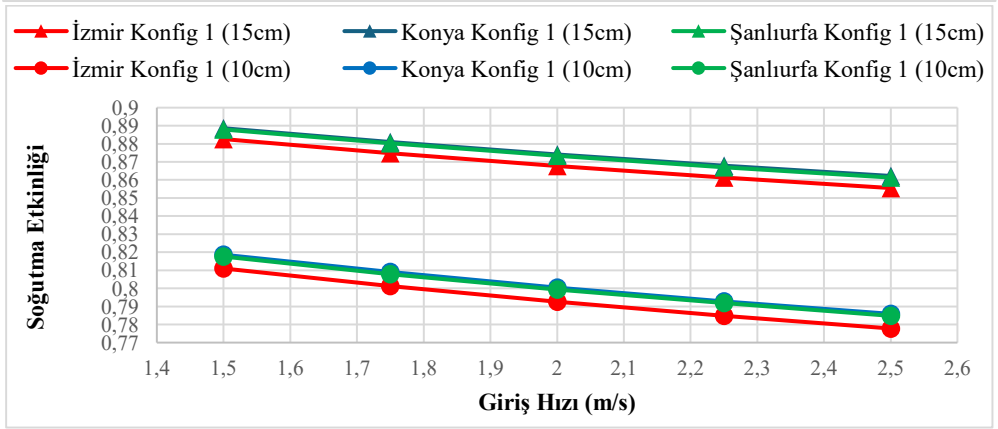
a)



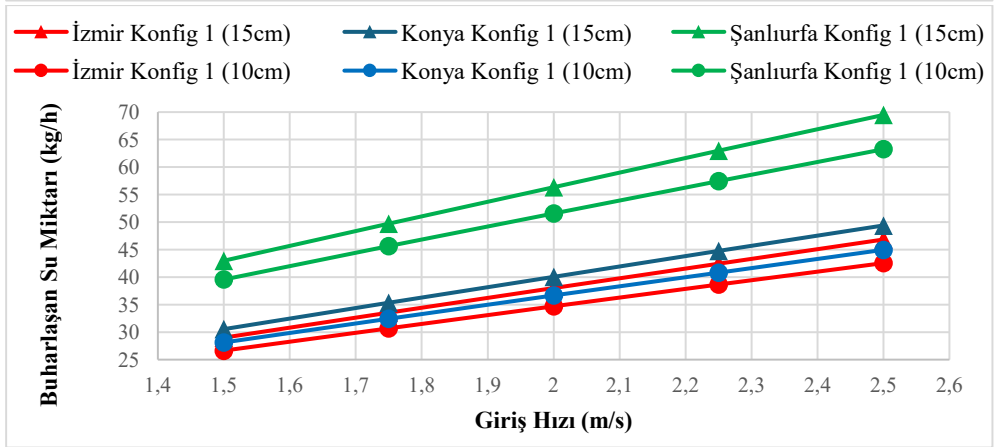
b)



c)

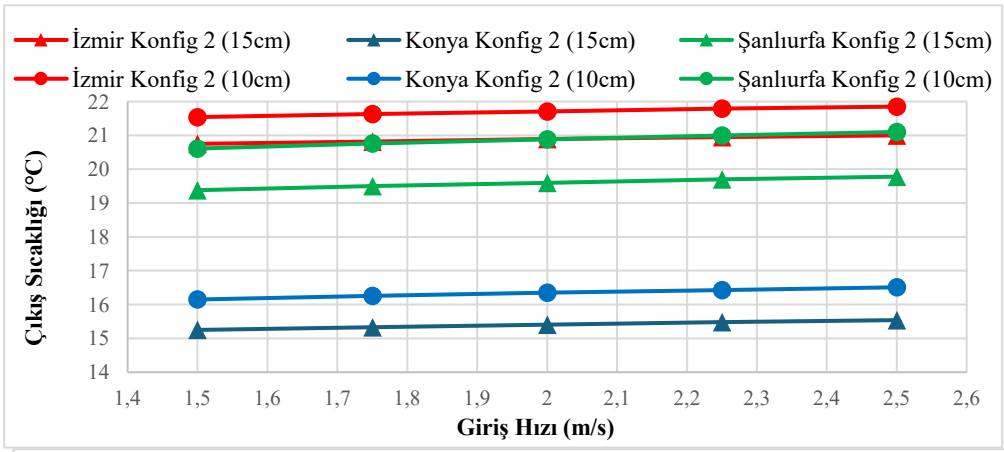


d)

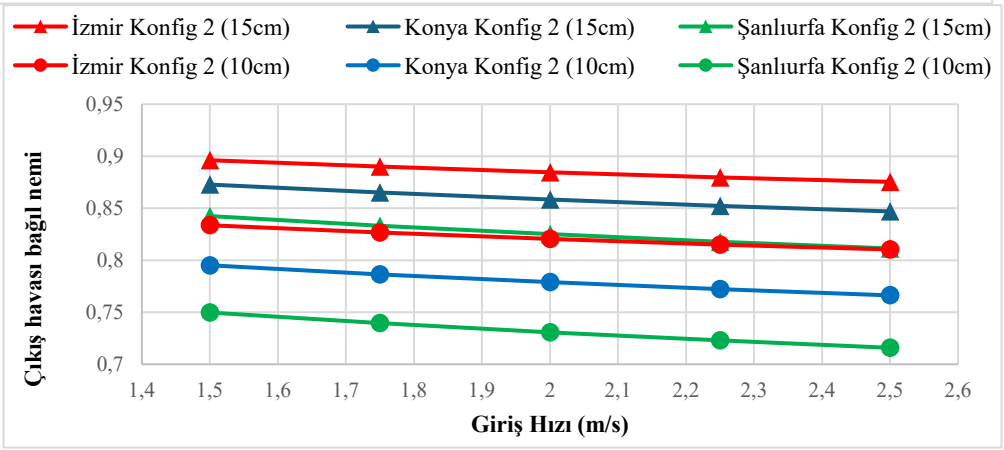


Şekil 6. Konfig.1 de **0,15 ve 0,10 m** ped kalınlıklarında farklı hava giriş hızının çalışma parametrelerine etkisi (Şanlıurfa, Konya, İzmir)
a) çıkış havası sıcaklığına b) çıkış havası bağıl nemine c) soğutma etkinliği d) buharlaşan su miktarına

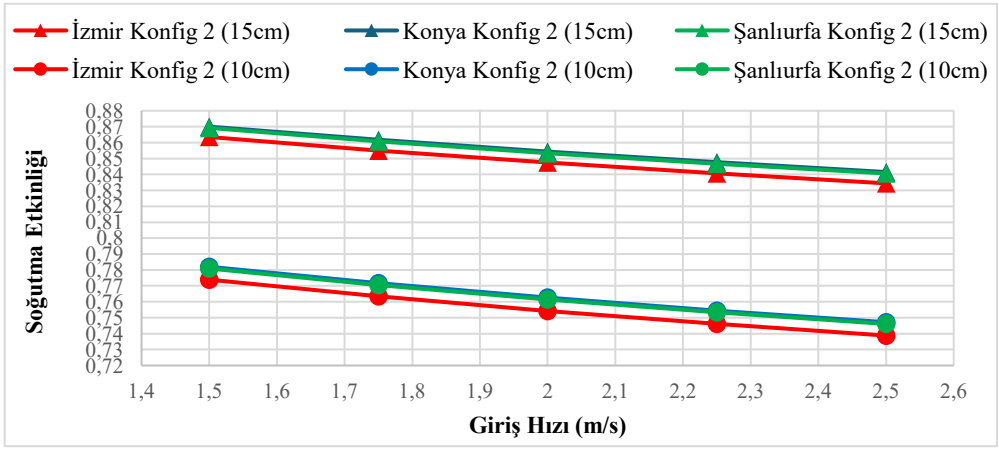
a)



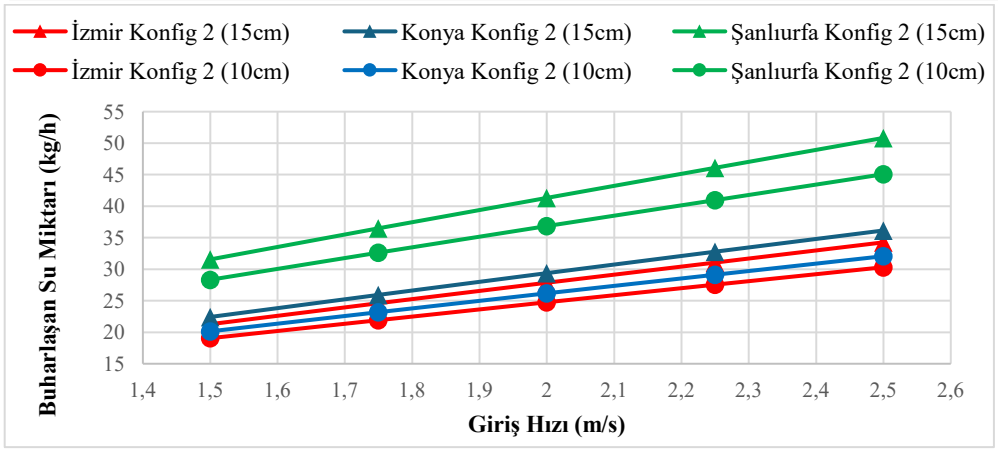
b)



c)



d)



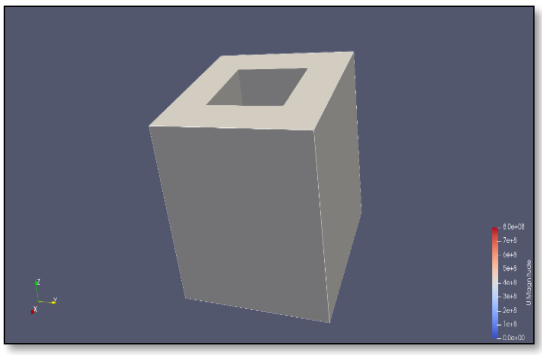
Şekil 7. Konfig.2 de **0,15 ve 0,10 m** ped kalınlıklarında farklı hava giriş hızının çalışma parametrelerine etkisi (Şanlıurfa, Konya, İzmir)

a) çıkış havası sıcaklığına b) çıkış havası bağıl nemine c) soğutma etkinliği d) buharlaşan su miktarına

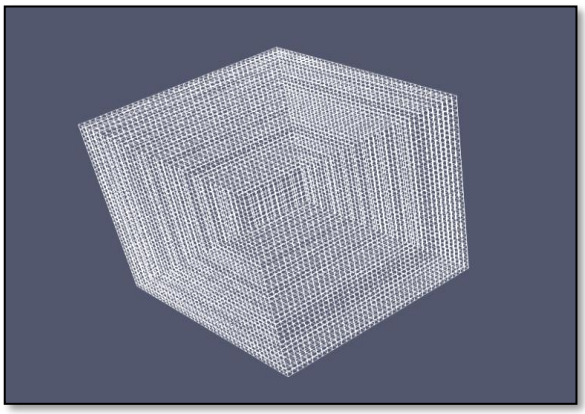
Konfigürasyonun soğutma kapasitesi ve buharlaşan su miktarına etkisi:
Soğutma kapasitesi açısından incelendiğinde, çıkış havasının entalpi düşüşü üzerinden hesaplanan ve sistemin ne kadar ısıyı ortamdan uzaklaştırabildiğini temsil eden bu parametre üzerinde ped kalınlığının önemli etkisi bulunmaktadır. Daha kalın ped (0,15 m) daha yüksek buharlaşma oranı ve daha düşük çıkış sıcaklığına olanak tanıdığı için soğutma kapasitesini doğrudan artırmaktadır. Şanlıurfa iklim şartlarında, hava giriş hızı 2,0 m/s için soğutma kapasitesi 0,15 m ped ile 136.938 kJ/h iken 0,10 m ped ile 125.355 kJ/h olarak bulunmuştur. Konfig. 1 için bu fark yaklaşık %8,5 seviyesindedir ve sistem tasarımı seçiminde ihmal edilemez.
Ped kalınlık artışı doğrudan buharlaşan su miktarını da artırmaktadır. Örneğin Şanlıurfa'da sisteme hava giriş hızı 2,0 m/s için Konfig.1'de 0,15 m ped ile buharlaşan su miktarı 56,38 kg/h iken 0,10 m ped ile 51,55 kg/h olarak hesaplanmıştır. Daha az kalın ped kullanıldığında buharlaşan su miktarında yaklaşık %9 civarında bir azalma hesaplanmıştır. (Şekil 6.d ve 7d). Şekil 6 ve 7'de verilen grafiklerde değişik iklim koşullarında (Şanlıurfa, Konya ve İzmir) kurulu evaporatif soğutma sistemine farklı hızlarda giren havanın performans parametrelerine (çıkış havası sıcaklığı ve bağıl nemi, soğutma etkinliği, buharlaşan su miktarı) etkileri farklı tasarım ve ped kalınlıkları için karşılaştırılmıştır. Grafiklerde, Şanlıurfa iklim koşullarında, 0,15m ped kalınlığında, Konfig. 1 (4 ped) tasarımının en iyi performansı sağladığı görülmüştür. Bu grafikler ile HAD analizleri yapılacak tasarımın seçilmesi mümkün olmuştur.

Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) Analizi
Bu bölümde, çalışmada yer alan evaporatif soğutma sistemlerinden yalnızca Kare tip, üst akışlı (dört pedli), Konfig.1'e ait yapının sayısal olarak modellenmesi gerçekleştirilmiştir. Amaç, bu sistemin akış ve ısı transferi davranışlarını detaylı şekilde inceleyerek, deneysel olarak ölçülmesi zor olan parametrelerin (hava hız dağılımları, sıcaklık değişimleri, buharlaşma bölgeleri vb.) tahmin edilmesini sağlamaktır. Bu kapsamda, Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) yöntemi kullanılmış ve açık kaynak kodlu bir yazılım olan OpenFOAM® tercih edilmiştir. OpenFOAM®, çok fazlı akışlar, poroz ortam modellemesi ve ısı transferi gibi fiziksel süreçleri çözümleyebilme yeteneği sayesinde bu tür sistemlerin analizinde yaygın olarak kullanılmaktadır. Elde edilen sonuçların görselleştirilmesi ve analiz edilmesi için ParaView yazılımı kullanılmıştır [15].

Sayısal Modelleme ve Geometri Tanımı
HAD analizlerinde kullanılan model, Konfig.1 yapı temel alınarak oluşturulmuştur. Geometri, hava girişlerinin dört yan yüzeyden yapıldığı kübik bir hacim olarak tasarlanmış; üst yüzey çıkış, diğer yüzeyler ise ped yerleşimiyle temsil edilmiştir. Model, idealleştirilmiş ve simetrik kabul edilerek sadeleştirilmiştir. Geometri tanımlaması için blockMesh aracı kullanılmış ve yapı, homojen hücrelerle bölünmüş yapısal bir mesh ile temsil edilmiştir. Hücre sayısı, çözüm hassasiyetini koruyacak düzeyde optimize edilmiştir. Boyutları 0,6m x 0,6m x 0,6m olan evaporatif soğutucu sisteminin bilgisayar simülasyonu için özel bir hesaplama ağı tasarlanmıştır. Bu ağ yapısı, soğutucu sistemini 9 farklı bölgeye ayırarak her bölge için uygun çözünürlük seviyesi belirlenmiştir. Merkezi 0,3m x 0,3m'lik serbest alan bölgesinde 20 x 20 x 40 yoğunlukta ağ kullanılırken, 0,15 m kalınlığındaki ped bölgelerinde köşelerde 10 x 10 x 40 kenarlarda ise 10 x 20 x 40 çözünürlüğü ile hesaplama yükü optimize edilmiştir. Hesaplama sonucunda toplam mesh hücre sayısı 64,000 olarak belirlenmiştir. Ped alanları poroz ortam olarak tanımlanmış ve ilgili fiziksel özellikler fvOptions dosyası aracılığıyla modele entegre edilmiştir. Bu tanım sayesinde sistemin genel hava akışı, ped içi direnç etkisi ve üst çıkış davranışı fiziksel olarak temsil edilebilmiştir. Tanımlanan bu yapı ve poroz alanlar, Şekil 8 ve 9'da görselleştirilmiştir.



Şekil 8. Sisteme tanımlanan mesh ve porozlu yüzey



Şekil 9. Sistemin ızgara (mesh) görünümü

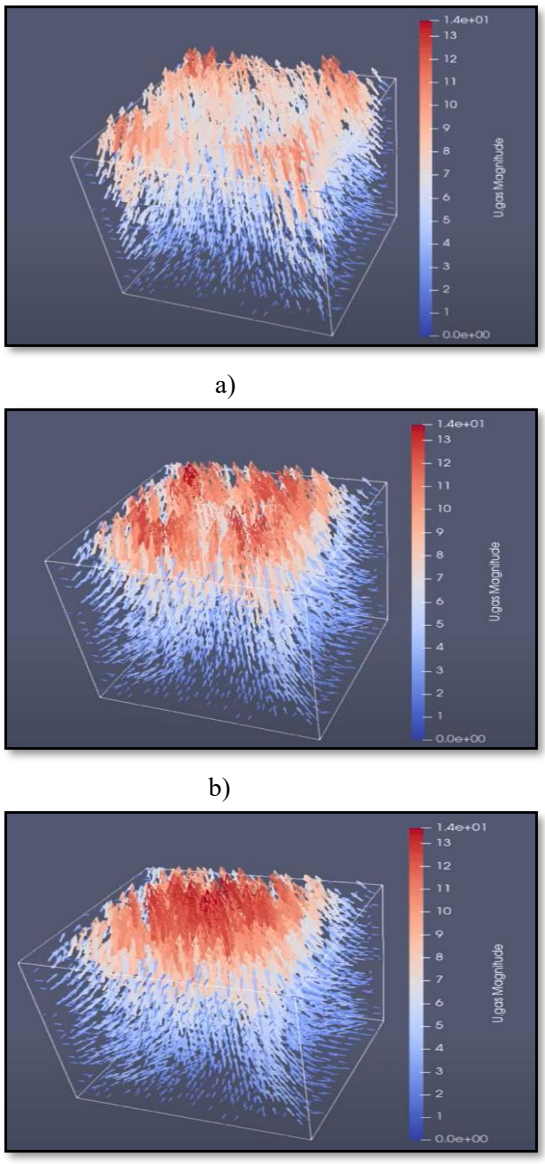
Sınır Koşulları ve Çözücü Seçimi

Simülasyonlarda, hava-su karışımının buharlaşmalı akışı ve ısı transferi süreçlerini modellemek amacıyla "*reactingTwoPhaseEulerFoam*" çözümleyicisi kullanılmıştır. Bu çözümleyici, çok fazlı akışlar için Euler-Euler yaklaşımına dayalı olup, fazlar arası momentum, ısı ve kütle transferi etkileşimlerini çözümleyebilmektedir.
Çalışmada yalnızca 2 m/s giriş hızı ve 32 °C sıcaklık için analiz gerçekleştirilmiştir. Hava, sistemin dört yan yüzeyinden sabit hızla giriş yapacak şekilde tanımlanmış; giriş sıcaklığı ve bağıl nem değerleri Şanlıurfa iklim verilerine göre belirlenmiştir. Üst yüzey çıkış olarak atanmış ve atmosferik basınç **(Δp = 0 Pa, basınç)** sınır

koşulu uygulanmıştır. Diğer duvarlar için no-slip duvar koşulu tanımlanmıştır.
Ped bölgeleri, "fvOptions" dosyası ile poroz ortam olarak tanımlanmış ve direnç etkisi "Darcy–Forchheimer" modeliyle temsil edilmiştir. Sistemdeki akış rejimi laminer olarak belirlenmiş ve simülasyonlar bu varsayımla yürütülmüştür.
Sistemdeki ısı transferini hızlandırmak amacıyla çözücü içerisinde bulunan *phaseProperties* dosyasındaki ısı transferi katsayıları küçültülüp evaporasyon hızlandırılmıştır. Daha doğru sonuçlar elde etmek amacıyla doygun su buharı tabloları *CSV* dosyası olarak sisteme entegre edilmiştir. Evaporasyon prosesinin etkinliğini artırmak amacıyla çok fazlı sistemin hidrodinamik ve termal karakteristikleri optimize edilmiştir. Gaz fazının parçacık boyut dağılımı küçültülerek arayüzey alanı artırılmış ve kütle transfer direnci azaltılmıştır. Sıvı fazında damlacık çapının optimal seviyeye getirilmesi ile yüzey alanı/hacim oranı maksimize edilmiştir. Momentum ve ısı transfer modellerinin hassasiyeti artırılarak düşük Reynolds sayılarında daha doğru transfer katsayıları elde edilmiştir. Bu modifikasyonlar, parçacık boyut optimizasyonu ve geliştirilmiş transfer hesaplamaları ile sistemin genel evaporasyon kapasitesinde belirgin performans artışı sağlamıştır. Buna bağlı olarak sistemdeki evaporasyon 10-20 kat hızlanmış olup simülasyon süresi düşürülmüştür.

Simülasyon Sonuçları
Simülasyon sonuçları, sistemin farklı bölgelerindeki fiziksel parametrelerin dağılımını gösteren kesit görselleriyle desteklenmiştir. Bu kapsamda, özellikle ped bölgesindeki hız kayıpları, sıcaklık düşüşü ve buharlaşma etkileri detaylı olarak ele alınacaktır.

Hız Alanı Dağılımı
Şekil 10 a, b, c. incelendiğinde, sistemin zamansal gelişimi açıkça görülmektedir. İlk an (t=0 s) sistemde hiç akış bulunmazken, 1 saniye sonunda hava akışının tüm sisteme yayılmaya başladığı ve 2 saniye sonunda kararlı akış rejiminin oluştuğu gözlemlenmiştir. Hız vektörlerinden görüldüğü üzere, hava dört yan yüzeyden 2 m/s hızla sisteme girip ped bölgelerinden geçerek üst çıkışa yönlendirilmektedir. Ped bölgelerinde kesit alanının büyüklüğü nedeniyle hızlarda belirgin azalmalar meydana gelmiş, bu durum havanın ped içerisinde daha uzun süre kalarak su ile temas etmesini sağlamıştır. Merkezi bölgede hızların birleşerek üst çıkışta yoğunlaştığı ve çıkış hızının artış gösterdiği tespit edilmiştir. Bu hız dağılımı, evaporatif soğutma prosesinin etkinliği açısından uygun bir akış yapısını temsil etmektedir.



a)

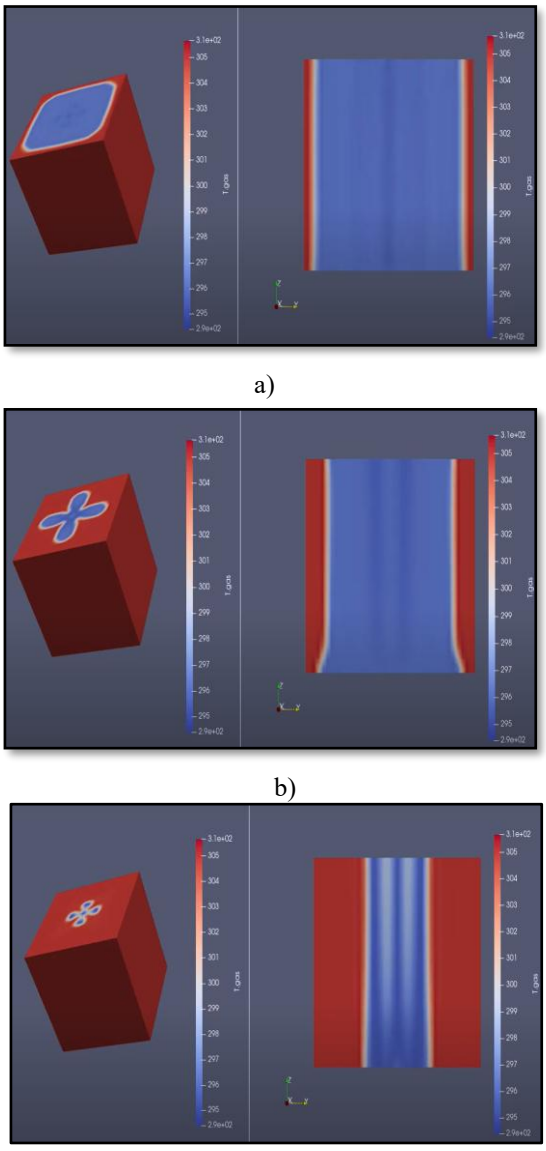
b)

c)

Şekil 10. Sisteme giren az nemli havanın hız dağılım vektörleri, a) t=0 s, b) t=1 s, c) t=2 s

Sıcaklık Dağılımı
Sistemin sıcaklık dağılımı sonuçları (Şekil 11 a, b, c) evaporatif soğutma sürecinin teorik olarak beklenen davranışını sergilemektedir. Başlangıçta (t=0 s) tüm sistem 32°C giriş sıcaklığında homojen bir dağılım gösterirken, 0,4 saniye sonunda ped bölgelerinde soğutma etkisinin başladığı görülmektedir. 0,8 saniye sonunda sistem kararlı duruma ulaşmış ve ped bölgelerinde sıcaklık düşüşleri net şekilde gözlemlenmiştir. Özellikle ped-hava temas bölgelerinde sıcaklığın 24-26°C seviyelerine düştüğü, bu soğuyan havanın merkezi bölgeye taşınarak üst çıkıştan verildiği tespit edilmiştir. Sıcaklık gradyanları, buharlaşma sürecinin aktif olarak gerçekleştiği bölgeleri açıkça göstermekte ve EES hesaplamalarıyla uyumlu sonuçlar vermektedir. Isı transferi mekanizmalarının HAD simülasyonunda başarılı şekilde modellendiği görülmektedir. HAD simülasyonlarında dikkat çeken yonca yaprağı benzeri düzenli desenler, sistemde hâkim olan laminer akış olmasının doğrudan sonucudur. Bu

karakteristik yapılar, dört farklı giriş noktasından sisteme giren hava paketlerinin simetrik geometri nedeniyle düzenli rotalar takip etmesinden kaynaklanmaktadır. Laminer akış, kontrollü karışım sağlayarak eşit soğutma performansı elde edilmesini mümkün kılar ve enerji kayıplarını minimize ederek tasarım hedeflerine uygun çalışmayı garantiler.



a)

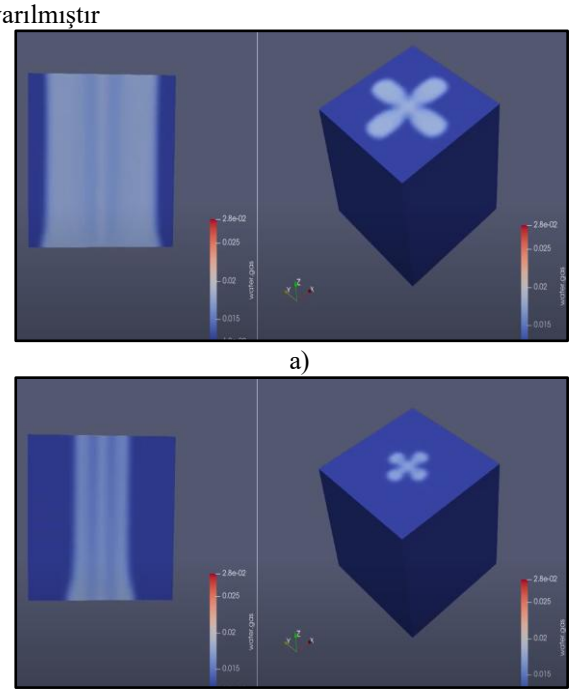
b)

c)

Şekil 11. Sistemin sıcaklık dağılım simülasyonu, a) t=0 s, b) t=0,4 s c) t=0.8 s

Buharlaşan Su ve Nem Transferi

Su buharı fraksiyonu dağılımları (Şekil 12 a, b.), sistemdeki kütle transferi süreçlerinin dinamiklerini ortaya koymaktadır. Simülasyon başlangıcında düşük nem içeriğine sahip olan sistemde, 0,4 saniye sonunda ped bölgelerinde buharlaşma sonucu nem artışları başlamıştır. 0,8 saniye sonunda kararlı durumda, ped yüzeylerinden buharlaşan suyun hava akımı ile taşınarak sistem çıkışına ulaştığı gözlemlenmiştir. Su buharı fraksiyonunun en yüksek değerlere ped-hava ara yüzeylerinde ulaştığı ve bu nemli havanın merkezde toplanarak üst çıkıştan verildiği tespit edilmiştir. Buharlaşma miktarlarının teorik hesaplamalarla uyumlu olduğu ve sistemin nemlendirme kapasitesinin HAD simülasyonunda doğru şekilde temsil edildiği görülmektedir. Kütle transferi katsayılarının gerçekçi değerler verdiği ve evaporatif soğutma prosesinin fiziksel davranışının başarılı şekilde modellendiği sonucuna varılmıştır



a)

b)

Şekil 12. Sistemin su buharı fraksiyonu dağılımı simülasyonu, a) t=0,4 s b) t=0,8 s

OpenFOAM® ve EES Sonuçlarının Karşılaştırması

OpenFOAM® ve EES sonuçları karşılaştırıldığında, hava çıkış hızı değerleri oldukça yakın çıkmıştır. EES hesaplamalarında 8 m/s olarak bulunan hava çıkış hızı, HAD analizinde 8,14 m/s olarak elde edilmiştir. Bu %1,75'lik fark, kullanılan yaklaşımların ve hesaplama yöntemlerinin tutarlı olduğunu göstermektedir. Hava sıcaklığı açısından ise HAD sonuçları (24,62°C) EES sonuçlarına (19,33°C) göre yaklaşık 5,3°C daha yüksek çıkmıştır. Bu fark, HAD analizinde daha detaylı ısı transfer mekanizmalarının ve yerel sıcaklık dağılımlarının dikkate alınmasından kaynaklanmaktadır. Ayrıca, HAD analizinde su buharı fraksiyonu gibi parametreler de hesaplanmış olmakla birlikte, EES hesaplamalarında bu parametreler analitik olarak ele alınmadığı için Tablo 4'de yer verilmemiştir. Bu durum, HAD analizinin daha kapsamlı bir fiziksel modelleme imkânı sunduğunu ortaya koymaktadır.

Tablo. 4 OpenFOAM® ve EES ile hesaplanan değerler

	Hava çıkış hızı, (m/s)	**Hava çıkış sıcaklığı, (°C)**
EES	8	19,33
HAD	8,14	24,62

SONUÇLAR

Bu çalışmada doğrudan buharlaşmalı soğutma sistemi değişik konfigürasyonları (Konfig. 1 ve Konfig. 2) farklı ped kalınlıkları için EES yazılımı kullanılarak modellenmiştir. Modelin çalışma parametreleri; Şanlıurfa, Konya, İzmir şehirlerinin iklim şartlarında (sıcaklık ile bağıl nem) sisteme giren farklı hava hızlarıdır (1,5-2 ,5 m/s). Bu parametrelerin Konfig. 1 ve 2'nin performans parametrelerine (çıkan hava sıcaklığı ile bağıl nemi, soğutma etkinliği, soğutma kapasitesi ile buharlaşan su miktarı) etkileri hesaplanarak karşılaştırılmıştır. Sistem için yapılan HAD analizleri ile Konfig.1'in içerisindeki akışın detayları, soğuma performansı, zamana bağlı faz değişimi gibi unsurlar gözlemlenebilmiştir. Bu çalışmanın ana bulguları:

- Konfigürasyon tipi ve iklim koşullarının etkileşimi değerlendirildiğinde, ped kalınlığının etkisi sıcak ve kuru iklimlerde daha belirgin şekilde olduğu görülmektedir. Şanlıurfa'da performans artışı daha net iken, daha nemli iklim koşullarında (İzmir) bu artış görece sınırlı kalmaktadır.
- Konfig.1 (kare tip, üst akışlı, 4 ped) sistemlerinde hava tüm ped yüzeylerinden dengeli olarak geçebildiği için kalın pedin avantajı daha net gözlemlenirken, Konfig. 2 (kare tip, yan akışlı, 3 ped) sistemlerinde akış dengesizliği nedeniyle bu avantaj biraz daha sınırlı kalabilmektedir.
- Bu tip çözümler geometrik tasarım için de faydalı olacaktır. Örneğin Şekil 10 ve 11'den de görüldüğü gibi t= 0,8 saniyede çıkış bölgesinde yonca yaprağını andıran bir yapı görülmesi, daha homojen bir dağılım için kübik yerine silindirik bir yapının değerlendirilebileceğinide göstermektedir. Bununla birlikte burada modellemenin doğru yapılabilmesi çok önemlidir. Özellikle ped kısımları modellenirken bu bölgenin yol açtığı basınç kayıplarının doğru bir şekilde hesaplanması gerekmektedir.

Burada kullanılan çözücü ve modellerin sahadan alınan ölçümler ile doğrulanması gelecek çalışmalarda yürütülmek üzere planlanmaktadır.

SEMBOLLER

$A_{f,çıkış}$	Hava çıkış alanı [m²]
$A_{f,giriş}$	Hava giriş alanı [m²]
$A_{ıslak,ped}$	Pedin toplam ıslak yüzey alanı [m²]
A_{ped}	Ped yüzey alanı [m²]
$A_{sp\ ıslak}$	Spesifik ıslak yüzey alanı [m²/m³]
$C_{p,hava}$	Havanın spesifik ısı kapasitesi [J/kg·K]
ε	Soğutma etkinliği
h	Konvektif ısı taşınım katsayısı [W/m²·K]
H_{ped}	Ped yüksekliği [m]
L_c	Karakteristik uzunluk [m]
$m_{çıkış}$	Çıkış havası kütlesel debisi [kg/s]
$m_{giriş}$	Giriş havası kütlesel debisi [kg/s]
m_w	Buharlaşan su miktarı [kg/s]
Nu	Nusselt sayısı
ρ	Yoğunluk [kg/m³]
Pr	Prandtl sayısı
Re	Reynolds sayısı
$T_{db,1}$	Giriş havası kuru termometre sıcaklığı [°C]
$T_{db,2}$	Çıkış havası kuru termometre sıcaklığı [°C]
T_{ped}	Ped kalınlığı [m]
$T_{wb,1}$	Giriş havası yaş termometre sıcaklığı [°C]
$u_{çıkış}$	Çıkış hava hızı [m/s]
$u_{giriş}$	Giriş hava hızı [m/s]
u_{ort}	Ortalama hava hızı [m/s]
ν	Kinematik viskozite [m²/s]
$V_{boşluk}$	Boşluk hacmi [m³]
V_{ped}	Ped hacmi [m³]
V_{sistem}	Sistem hacmi [m³]
Q_c	Soğutma kapasitesi [kJ/h]
W_{ped}	Ped genişliği [m]
ω_1	Giriş havası mutlak nemi [kg su/kg kuru hava]
ω_2	Çıkış havası mutlak nemi [kg su/kg kuru hava]

KAYNAKLAR

[1] Khater, E. S. G. (2014). Performance of direct evaporative cooling system under Egyptian conditions. *Misır Journal of Agricultural Engineering,* 31(4), 1595-1620.

[2] Mourad, A. M., El Moghazy, I. M., & Hassan, A. A. (2025). Experimental investigation of a direct evaporative cooling system considering the effect of air gap spacing between pads. *Applied Thermal Engineering*, 262, 125-205.

[3] Kassie, T. D., Bizuneh, Y. E., & Amsal, A. M. (2025). Experimental investigation of air velocity, water flow rate, and staging of cooling pad on the performance of direct evaporative coolers. *International Journal of Air-Conditioning and Refrigeration,* 33 (1), 13.

[4] Franco A., D.L. A. Pena Valera, & Perez, A.M. (2011), Aerodynamics analysis and CFD simulation of several cellulose evaporative cooling pads used in Mediterranean greenhouse, *Computers and Electronics in Agriculture*, Vol. 76, No. 2, pp. 218-230.

[5] Kapilan N., Manjunath Gowda M., Manjunath H., N, (2016) Computational fluid dynamics analysis of an evaporative cooling system, *Journal of Mechanical Engineering*, Vol. 66, No 2, pp. 117 – 124.

[6] U.S. Department of Energy, t.y., Evaporative Coolers, *Energy.gov*, https://www.energy.gov/energysaver/evaporative-coolers

[7] Ishugah, T., Kiplagat, J., Madete, J., & Musango, J. (2024). Current status, challenges, and opportunities of evaporative cooling for building indoor thermal comfort using water as a refrigerant: A review. International Journal of Energy Research. https://doi.org/10.1155/2024/1026136

[8] Çengel Y. A. and Boles M. A., 2015, *Thermodynamics: An Engineering Approach*, 8th ed., McGraw-Hill Education.

[9] Zhao X., Li J. M. and Riffat S. B., 2008, Numerical Study of a Novel Counter-Flow Heat and Mass Exchanger for Dew Point Evaporative Cooling, *Applied Thermal Engineering*, 28(14–15), 1942–1951. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2007.12.006

[10] Greenpad, t.y., Evaporatif Soğutucu Petek Pedi Görseli,Greenpad,Türkiye, http://www.greenpad.com.tr/?sayfa=greenpad-nedir

[11] Dhamneya A. K., Rajput S. P. S. and Singh A., 2018, Thermodynamic Performance Analysis of Direct Evaporative Cooling System for Increased Heat and Mass Transfer Area, *Ain Shams Engineering Journal*, 9(4),2951–2960. https://doi.org/10.1016/j.asej.2017.09.008

[12] Kulkarni R. K. and Rajput S. P. S., 2011, Theoretical Performance Analysis of Indirect-Direct Evaporative Cooler in Hot and Dry Climates, *International Journal of Engineering Science and Technology*, 3.

[13] Kulkarni R. and Rajput S. P. S., 2011, Comparative Performance of Evaporative Cooling Pads of Alternative Materials, *International Journal of Advanced Sciences and Technologies*, 10.

[14] Proselector, t.y., Türkiye İklim Haritası, https://klimatikveri.proselector.net/

[15] OpenCFD Ltd., t.y., OpenFOAM®, https://www.openfoam.com/

R-1243zf(3,3,3-Trifluoroprop-1-ene) SOĞUTUCU AKIŞKANININ KULLANILDIĞI İKİ KADEMELİ SOĞUTMA ÇEVRİMİNİN OPTİMİZASYONU

Halil ATALAY*, M. Turhan ÇOBAN**
*Yalova Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makine Mühendisliği Bölümü
77200 Merkez, Yalova, halil.atalay@yalova.edu.tr
** Piri Reis Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makine Mühendisliği Bölümü
34940 Tuzla, İstanbul, turhan_coban@yahoo.com

Özet: Günümüzde çeşitli soğutucu akışkanlar geliştirilmekte ve soğutma sistemlerinde yaygın olarak kullanılmaktadır. Bu soğutucu akışkanlardan biri olan, R-1243zf(3, 3, 3-Trifluoroprop-1-ene) özellikle büyük gelişme potansiyeline sahip düşük iklim değişikliği etkili ve R134a soğutucu akışkanına alternatif sayılabilecek bir soğutucu akışkan olarak karşımıza çıkmaktadır. Fakat, R1243zf'nin yanıcılık özelliği oldukça yüksektir. Bu nedenle ISO 817 standardına göre A2 güvenlik sınıfında yer almaktadır. Bu çalışmada R1243zf soğutucu akışkanının kullanıldığı iki kademeli bir soğutma çevriminin enerji analizi gerçekleştirilmiştir. R1243zf soğutucu akışkanının termodinamik özellikleri Helmholtz Gerçek Gaz Hal Denklemi kullanılarak belirlenmiştir. Yapılan bu çalışmada hem termodinamik özelliklerin her bölge (sıkıştırılmış sıvı, doymuş sıvı-buhar karışımı ve kızgın buhar) için hesaplanmasını sağlamak hem de soğutma çevriminin analizini gerçekleştirmek için Java dilinde bir simülasyon programı geliştirilmiştir. Ayrıca, R1243zf soğutucu akışkanının kullanıldığı iki kademeli bir soğutma sisteminin optimizasyonu için "Graphic Search Optimization" ve "Fibonacchi (Golden Search) Optimization" yöntemleri kullanılarak soğutma çevriminin optimum çalışma şartlarını belirleyen bir simülasyon modeli oluşturulmuştur. Geliştirilen bu simülasyon çalışmasında, örnek olarak, buharlaştırıcı ısı akışı 5 KW, buharlaştırıcı doyma sıcaklığı 1^0C, buharlaştırıcı basınç düşümü 3 kPa, buharlaştırıcı kızgınlık derecesi 1^0C, yoğuşturucu doyma sıcaklığı 50^0C, yoğuşturucu basınç düşümü 3 kPa, yoğuşturucu soğuma derecesi 1^0C, genleşme vanası entalpi değişimi 2 kJ/kg, kompresör çıkış sıcaklığı 60^0C, kompresör mekanik verimi %85 olarak alınmış ve soğutma çevriminin bu değerler ışığında enerji analizi yapılmıştır. Sonuç olarak sistemin gerçek soğutma çevrimleri ile önemli ölçüde uyum gösterdiği gözlemlenmiştir.

Anahtar Kelimeler: Soğutucu akışkanlar, iki kademeli soğutma çevrimleri, R1243zf, Termodinamik özellikler, Gerçek gaz hal denklemleri…

OPTIMIZATION OF TWO STAGE COOLING CYCLE USING R-1243zf (3, 3, 3-Trifluoroprop-1-ene) REFRİGERANT

Abstract: A variety of refrigerants are developed and utilized in refrigeration systems. One of these refrigerants, R-1243zf (3, 3, 3-Trifluoroprop-1-ene), has a particularly high development potential, has low global warming impact and is an alternative to R134a refrigerant. However, R1243zf has a very high flammability. Therefore, it is in the A2 security class according to the ISO 817 standard. In this study, energy analysis of two stage refrigeration cycle using R1243zf refrigerant is carried out. Thermodynamic properties of R1243zf are calculated using Helmholtz equation of state. A simulation program in Java language has been improved for both calculate the thermodynamic properties for each region (liquid, saturated liquid-vapor mixture and superheated vapor) and analyze the cooling cycle. In addition, a simulation model was created to determine the optimum operating conditions of the refrigeration cycle using the "Graphic Search Optimization" and "Fibonacchi (Golden Search) Optimization" methods for the optimization of a two-stage refrigeration system using R1243zf refrigerant. In this simulation study, energy analysis was performed by giving sample input values (evaporator heat flux 5 KW, evaporator saturated temperature 1^0C, evaporator pressure drop 3 kPa, evaporator superheated degree 1^0C, condenser saturated temperature 50^0C, condenser pressure drop 3 kPa, condenser cooling degree 1^0C, expansion valve enthalpy change 2 kJ/kg, compressor output temperature 60^0C and compressor mechanic efficiency 85%) for the cooling cycle. As a result, it has been observed that the system has achieved significant compliance with real cooling cycles.
Keywords: Refrigerants, Two stage cooling cycles, R1243zf, Thermodynamic Properties, Real Gas Equation of States…

1. HELMHOLTZ HAL DENKLEMİ

R-1243zf(3,3,3-Trifluoroprop-1-ene) soğutucu akışkanının termodinamik özellikleri Helmholtz Hal Denklemi ile hesaplanabilmektedir. Bu denklem Helmholtz serbest enerjisini sıcaklık ve yoğunluktan bağımsız değişkenlere dayalı olarak hesaplamaktadır. Denklemi şu şekilde ifade etmek mümkündür (ISO17584, 2010; Akasaka ve Lemmon, 2019):

$$a(\rho,t) = a^0(\rho,t) + a^r(\rho,t) \qquad (1)$$

Bu denklemde 'a' Helmholtz enerjisini, $a^0(\rho,t)$ ideal gaz özelliklerini temsil eden ideal gaz Helmholtz serbest enerjisini ve $a^r(\rho,t)$ moleküller arası kuvvetlere karşılık gelen gerçek gaz Helmholtz serbest enerjisini ifade etmektedir. Boyutsuz Helmholtz serbest enerjisi Eşitlik (2) ile bulunabilir:

$$\frac{a(\rho,t)}{RT} = \alpha(\delta,\tau) = \alpha^0(\delta,\tau) + \alpha^r(\delta,\tau) \qquad (2)$$

Burada;

τ	Boyutsuz sıcaklık parametresi Tc /T
T_c	Normalizasyon faktörü (kritik sıcaklık değerine eşittir)
δ	Boyutsuz yoğunluk parametresi ρ / ρ_c
ρ_c	Normalizasyon faktörü (kritik yoğunluk değerine eşittir)

İdeal gaz Helmholtz serbest enerjisi, boyutsuz bir biçimde şu şekilde yazılabilir:

$$a^0(\tau,\delta) = \frac{h_0^0 \tau}{RT_c} - \frac{s_0^0}{R} - 1 + ln\frac{\delta\tau_0}{\delta_0\tau} - \frac{\tau}{R}\int_{\tau_0}^{\tau}\frac{C_p^0}{\tau^2}d\tau + \frac{1}{R}\int_{\tau_0}^{\tau}\frac{C_p^0}{\tau}d\tau \qquad (3)$$

Burada $\delta_0 = \rho_0/\rho_c$, $\tau_0 = T_c/T_0$, ρ_0, T_o, h_0^0 ve s_0^0 referans noktalarını tanımlamak için kullanılmaktadır. İdeal gaz kısmı için denklem, Gillis'in ölçülen değerlerine uydurulmuş ve şu şekilde verilmiştir:

$$\frac{C_p^0}{R} = n_0^0 + \sum_{i=1}^{2} n_i^0 \left(\frac{m_i^0}{T}\right)^2 \frac{exp(m_i^0/T)}{[exp(m_i^0/T)-1]^2} \qquad (4)$$

İdeal gaz referans noktaları, T_0= 273,15K ve P_0=1,0 kPa'dır. Bu durumda 0°C'de doymuş sıvı haline karşılık gelen referans entalpi ve entropi değerleri ise sırasıyla 200 kJ/kg ve 1.0 kJ/kg*K' dir. Helmholtz serbest enerjisinin ideal gaz kısmının daha uygun bir şekli aşağıdaki denklem ile tespit edilebilmektedir (Akasaka ve Lemmon, 2025):

$$a^0(\tau,\delta) = ln\delta + n_3^0 + n_4^0\tau + (n_0^0 - 1)ln\tau + \sum_{i=1}^{2} n_i^0 ln\left[1 - exp\left(-\frac{m_i^0\tau}{T_c}\right)\right] \qquad (5)$$

Eşitlik (5) ile ilgili katsayı değerleri Tablo 1'de gösterilmiştir.

Tablo 1. Eşitlik (5) 'te kullanılan n_i^0 ve m_i^0 katsayı değerleri(Akasaka ve Lemmon, 2025):

i	n_i^0	m_i^0
0	4.0	0
1	13.285	877.6
2	7.67	3562.5
3	- 12.2722866918	0
4	8.2858157407	0

Helmholtz serbest enerjisinin gerçek gaz kısmı ise Eşitlik (6) ile hesaplanabilir:

$$a^r(\tau,\delta) = \sum_{i=1}^{6} n_i \tau^{t_i} \delta^{d_i} + \sum_{i=7}^{11} n_i \tau^{t_i} \delta^{d_i} \exp(-g_i \delta^{e_i}) + \sum_{i=12}^{15} n_i \tau^{t_i} \delta^{d_i} exp[-\eta_i(\delta - \varepsilon_i)^2 - \beta_i(\tau - \gamma_i)^2] \qquad (6)$$

Eşitlik (6) 'da kullanılan katsayıların ve üslerin değerleri Tablo 2'de verilmiştir.

Tablo 2. Eşitlik (6)'da kullanılan katsayılar ve üslerin değerleri (Akasaka ve Lemmon, 2025):

i	n_i	t_i	d_i	e_i	g_i	η_i	β_i	γ_i	ε_i
1	0.02626021	1	4	0	0	0	0	0	0
2	0.701348	0.12425	1	0	0	0	0	0	0
3	-0.6180002748076	1.0096	1	0	0	0	0	0	0
4	0.1916400159007	0.271875	2	0	0	0	0	0	0
5	0.0762	0.405	3	0	0	0	0	0	0
6	-0.795	1.07288	2	0	0	0	0	0	0
7	-0.8537	1.45525	1	1	1	0	0	0	0
8	-0.3531	2.105	1	2	1	0	0	0	0
9	-0.07971	6.07	1	3	1	0	0	0	0
10	-0.05411	5.794375	2	3	0.66	0	0	0	0
11	-0.0424	4.094	3	3	0.33	0	0	0	0
12	-0.06774	1.029	1	0	0	0.78	0	1	1.09375
13	-0.01032	1.65	2	0	0	2.796	0	1	1.0392
14	-0.1184	1.62	1	0	0	1.643	1.86	0.80625	-0.3076
15	-0.1135	1.653125	1	0	0	3.03	2.03	1.16	-0.426

Normalizasyon faktörleri: T_c=376.93K, ρ_c=4.3 mol/ lt, M= 96.05113 g/mol, R= 8.314462618 J/mol K
Referans parametreleri: T_{ref}=273.15K, P_{ref}=1.0 kPa, h_{ref}= 200 kJ/kg, s_{ref}= 1.0 kJ/kg K

Serbest Helmholtz serbest enerji denklemi elde edildikten sonra, türevleri kullanılarak farklı termodinamik özellikler elde edilmektedir(Lemmon ve Jacobsen, 2001; MCLinden ve Watanabe, 1999; Richter vd., 2011; Span ve Wagner, 1996; Tillner-Roth ve Baehr,1994):

$$P = RT\rho\left(1+\delta\frac{\partial\alpha^r}{\partial\delta}\right) \quad (7)$$

$$u = RT\left(\tau\frac{\partial\alpha^0}{\partial\tau}+\tau\frac{\partial\alpha^r}{\partial\tau}\right) \quad (8)$$

$$h = RT\left(1+\tau\frac{\partial\alpha^0}{\partial\tau}+\tau\frac{\partial\alpha^r}{\partial\tau}+\delta\frac{\partial\alpha^r}{\partial\delta}\right) \quad (9)$$

$$s = R\left(-(\alpha^0+\alpha^r)+\tau\frac{\partial\alpha^0}{\partial\tau}+\tau\frac{\partial\alpha^r}{\partial\tau}\right) \quad (10)$$

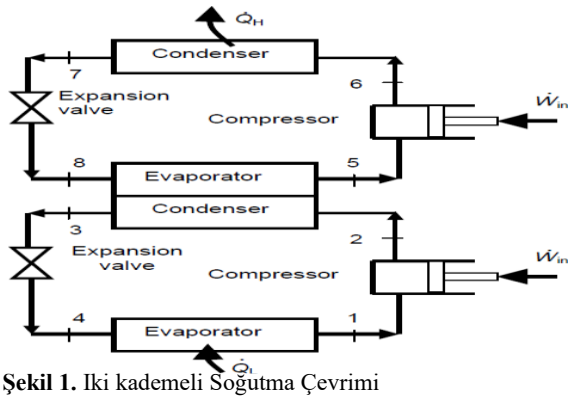
$$g = RT\left(1+\alpha^0+\alpha^r+\delta\frac{\partial\alpha^r}{\partial\delta}\right) \quad (11)$$

$$C_v = R\left(-\tau^2\frac{\partial^2\alpha^0}{\partial\tau^2}-\tau^2\frac{\partial^2\alpha^r}{\partial\tau^2}\right) \quad (12)$$

$$C_p = C_v + R\frac{\left(1+\delta\frac{\partial\alpha^r}{\partial\delta}-\delta\tau^2\frac{\partial^2\alpha^r}{\partial\tau\partial\delta}\right)}{1+2\delta\frac{\partial\alpha^r}{\partial\delta}+\delta^2\frac{\partial^2\alpha^r}{\partial\delta^2}} \quad (13)$$

2. SOĞUTMA ÇEVRİMİ

Bir soğutma çevriminin performansını artırmak için (COP değerini artırmak için) çok aşamalı soğutma sistemleri kullanılabilir. İki kademeli bir soğutma çevrimi elde etmek için iki tek aşamalı soğutma çevrimi birleştirilebilir. Bu çevrimde, tek bir ısı eşanjörü, üst çevrim için evaporatör ve alt çevrim için kondenser görevi görür. Böyle bir çevrimin enerji dengesi aşağıdaki denklemler kullanılarak hesaplanabilir.



Şekil 1. Iki kademeli Soğutma Çevrimi

Üst ve alt çevrim için kompresör verimleri:

$$\eta_{comp_B} = \frac{h_{2s}-h_1}{h_2-h_1} \quad (14)$$

$$\eta_{comp_A} = \frac{h_{6s}-h_5}{h_6-h_5} \quad (15)$$

Üst ve alt çevrim arasındaki enerji dengesi:

$$\dot{m}_A(h_5-h_8) = \dot{m}_B(h_2-h_1) \quad (16)$$

Kompresör girişi:

$$\dot{W}_1 = \dot{m}_A(h_6-h_5) \quad (17)$$

$$\dot{W}_2 = \dot{m}_B(h_2-h_1) \quad (18)$$

$$\dot{W}_{Toplam} = \dot{W}_1 + \dot{W}_2 \quad (19)$$

Evaporatör ısı transferi:

$$\dot{Q}_{evap.} = \dot{m}_B(h_1 - h_4) \quad (20)$$

Kondenser ısı transferi:

$$\dot{Q}_{kond.} = \dot{m}_A(h_6 - h_7) \quad (21)$$

Sistem performans katsayısı:

$$COP_{sistem} = \frac{\dot{Q}_{evap.}}{\dot{W}_{toplam}} \quad (22)$$

Denklemlerden de görülebildiği gibi, bir soğuma çevriminin termodinamik simülasyonları hal denkleminden elde edilen özellikler dışında bilgisaya programları ile basit bir şekilde hesaplanabilme özelliğine sahiptir.

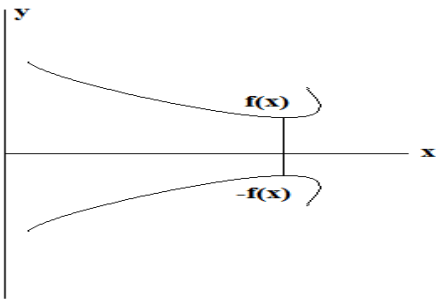
3. OPTİMİZASYON PROSESİ

Optimizasyon, maksimum veya minimum bulgulara ulaşma süreci olarak ifade edilebilir. Matematiksel olarak, fonksiyonun türevinin kökü ile optimum noktayı tanımlamak mümkündür.

$$\frac{df(x)}{dx} = 0 \quad (23)$$

Matematiksel proses olarak maksimum ve minimum süreçler benzerdir;

Max. (f (x)) = Min. (-f (x)) (24)



Şekil 2. Aynı fonksiyonun maksimum ve minimum noktaları arasındaki ilişki

Termodinamik bir işlemin yürütülmesi sırasında, çevrimdeki parametreler en iyi performansın (verimlilik, performans katsayısı vb.) elde edilebileceği değerlere ayarlanabilir. Bu çalışmada, soğutma çevrimleri incelendiği için, soğutma ve/veya işleminin iyi bir şekilde kontrol edilmesini sağlayacaktır. Bu çalışmada kullanılan soğutucu akışkan R-1243zf(3,3,3-Trifloroprop-1-ene) için örneğin evaporatör sıcaklık aralığı -5ºC-5ºC, yoğuşma sıcaklık aralığı 45ºC-55ºC, sıcaklık aralığı ikili soğutma sistemi için 10ºC-30ºC şeklinde seçilmiştir. Bu durumda, her iki stokastik optimizasyon yöntemi ısıtma gereksinimlerini çevre koşulları ile birlikte karşılamak amacıyla maksimum performans katsayısının elde edilmesi temel hedef olarak belirlenmiştir. Gerçek optimizasyon süreçlerine geçmeden önce mümkün olan en iyi optimizasyon algoritmasını araştırmak gerekir. Bu çalışmada çok aşamalı (stokastik) optimizasyon algoritması kullanılmıştır.

Stokastik optimizasyon, rastgelelik durumu söz konusu olduğunda bir amaç fonksiyonunu en aza indirmek veya en üst düzeye çıkarmak için kullanılan bir yöntemdir. Çok aşamalı stokastik optimizasyon yöntemleri genellikle istatistiksel yaklaşım, karar verme ve sonuç alanları gibi problemli bir yapı hakkında güçlü varsayımlara dayanmaktadır. Bu optimizasyon yöntemi, sorunları en aza indiren bir dizi karar bulmayı hedeflemektedir. Bu amaçla kullanılan skolastik optimizasyon yöntemleri Bat algoritması ve Particle (Multiple) Swarm algoritmasıdır. Bat algoritması, yarasaların sosyal davranışları üzerine yapılan araştırmalardan ilham alınarak ortaya çıkarılmıştır. Particle Swarm optimizasyonu, 1995 yılında Kennedy ve Eberhart tarafından balık ve sürünün doğadaki davranışları temel alınarak geliştirilmiştir. Particle Swarm optimizasyon yöntemi, nesnelerin yörüngelerini ayarlayarak bir nesnenin işlev alanını araştırmaktadır. Nesnelerin hareketi hem stokastik hem de deterministik unsurlara sahiptir. Her nesne verilen zamanın ve yakın geçmişin en iyi konumuna bağlı olarak çizilir. Aynı zamanda rastgele hareket etme eğilimindedir. Nesne önceden bulunan konumlardan daha iyi bir konum bulduğunda, nesne için yeni bir akış olarak güncellenir. Ayrıca mevcut global değeri güncellemek için en iyi değerlerin üzerindeki tüm akımları da anımsamaktadır. Amaç, daha fazla iyileştirme sağlanana kadar mevcut değerler arasından en iyi değeri bulmaktır (Xin-She Yang, 2010; Xin-She Yang, 2010; Xin-She Yang, 2010).

Bu çalışmada her iki stokastik optimizasyon algoritmasının örnek bir uygulaması yapılmıştır. Optimizasyon parametreleri olarak verimlilik katsayısı (COP), evaporatör sıcaklığı, kondenser sıcaklığı ve genleşme valfi sıcaklığı kullanılmıştır. Statik bir optimizasyon yönteminde, her optimizasyon parametresi için bir aralık değeri verilir. En yüksek evaporatör sıcaklığı ve en düşük kondenser sıcaklığı değerinin maksimum COP değerini vereceği yaygın olarak bilinen bir bilgidir. Ancak, bir bilgisayar programında yazılan herhangi bir kod bu bilgiyi bilmediğinden optimizasyon uygulanarak elde edilen sonuçlar sırasıyla Tablo 5 ve Tablo 6'da gösterilmiştir.

Tablo 5. R-1243zf soğutucu akışkan kullanan Cascade soğutma çevrimi için uygulanan çok aşamalı optimizasyon sonuçları (Bat Algoritması için)

Sıcaklık Aralığı		**-5ºC - 5ºC**	**45 ºC - 55 ºC**	**10 ºC - 30 ºC**
Soğutucu Akışkan	**COP**	$T_{evap.}$	$T_{kond.}$	$T_{gen.valfi}$
R-1243zf	4.9776482518	4.999651841	45.99918779	25.679684

Tablo 6. R-1243zf soğutucu akışkan kullanan Cascade soğutma çevrimi için uygulanan çok aşamalı optimizasyon sonuçları (Particle Swarm Algoritması için)

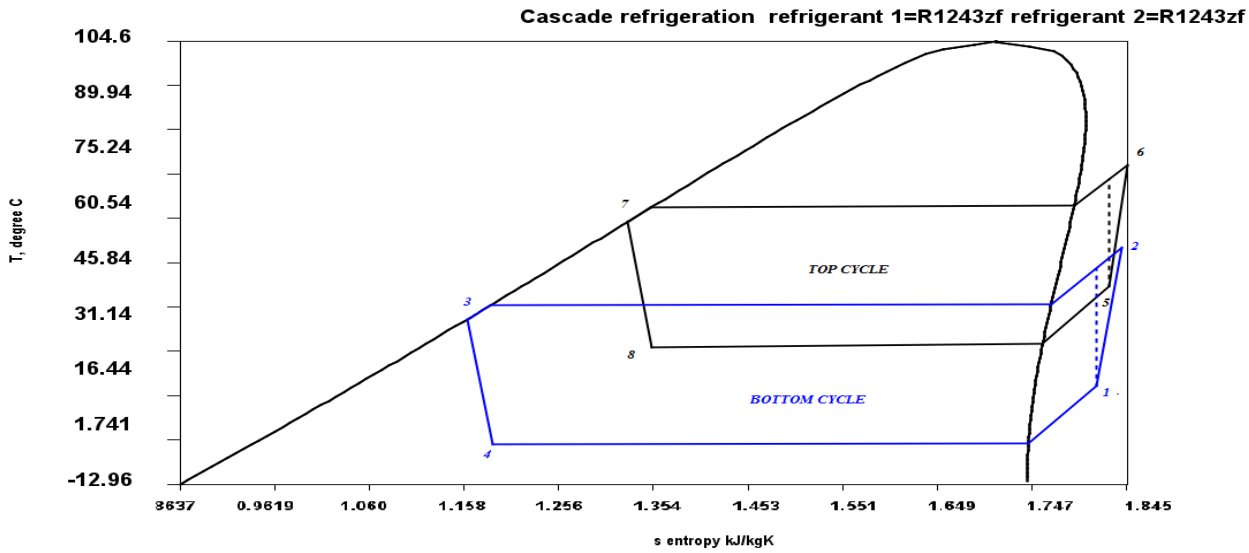
Sıcaklık Aralığı		**-5ºC - 5ºC**	**45 ºC - 55 ºC**	**10 ºC - 30 ºC**
Soğutucu Akışkan	**COP**	$T_{evap.}$	$T_{kond.}$	$T_{gen.valfi}$
R-1243zf	4.98211876	5	45.00000117	24.491278

4. BULGULAR VE TARTIŞMA

Bu çalışmada, R-1243zf soğutucu akışkan kullanılarak iki kademeli bir soğutma çevriminin optimum çalışma koşullarının belirlenmesine yardımcı olacak bir simülasyon programı geliştirilmiştir. R-1243zf soğutucu akışkanın termodinamik özelliklerini hesaplamak için Helmholtz hal denklemi kullanılarak ayrı bir simülasyon programı geliştirilmiştir. Bir soğutma sisteminin performansı iyileştirilmek isteniyorsa, iki kademeli soğutma sistemlerinin kullanılması özellikle tavsiye edilmektedir. Geliştirilen simülasyon programları ile iki kademeli soğutma sistemi için örnek bir hesaplama yapılmıştır. İki kademeli soğutma sisteminde buharlaşma odası yerine ısı eşanjörü kullandığından, sistemin üst ve alt çevrimleri birbirinden tamamen bağımsız olduğundan ve akışkanlar birbirine karışmadığından çevrim aynı soğutucu akışkanla veya iki farklı soğutucu akışkanla çalışabilir. Bu yaklaşımla kompresörün yaptığı iş azalır ve soğutulan ortamdan çekilen ısı miktarı artar. Böylece soğutma sisteminin performans katsayısı yükselir. Bu çalışmada, bir ısı eşanjörü kullanan kademeli tip iki kademeli soğutma çevrimlerinde örnek bir uygulama için her iki çevrimde de soğutucu akışkan olarak R-1243zf kullanılmıştır. R-1243zf için kritik sıcaklık ve basınç değerleri sırasıyla 103.78ºC ve 3.5137 MPa olduğundan, üst ve alt çevrimler için en yüksek çalışma basınçları sırasıyla 1.2 MPa ve 0.5 MPa olarak alınmıştır. Ayrıca kompresörün izantropik verimi her iki çevrimde de %85 olarak belirlenmiştir. Bu durumda simülasyon programından elde edilen sonuçlar Şekil 3'te ve çevrimin T-S diyagramı ise Şekil 4'te gösterilmiştir. Bu koşullar altında kondenser ve evaporatör için COP değerleri sırasıyla 2.86 ve 1.81 olarak belirlenmiştir.

```
Wp=1.3694041794801788
Qevaporator=5.663688322613645
Qcondenser=7.107347092207208
 cascade refrigeration cycle
 compressor work = 3.595654567385023 kW
 condenser heat output = 9.433597480112052 kW
 evaporator heat input = 5.663688322613645 kW
 heat exchanger input/output = 7.107347092207208 kW
 COP evaporator      = 1.5751480617707447 kW
 COP condenser       = 2.6236106120095775 kW
 Top cycle
 refrigerant = R1243zf
 m = 0.05kg/s
 h1 compressor input = 387.0709876889498 kJ/kg
 T1 compressor input = -21.196137691439O3 derece C
 P1 compressor input = 100.0 kPa
 s1 compressor input = 1.7633391013314S4 kJ/kgK
 x1 compressor input = 2.0 kgvapor/kgtotal
 h2 compressor input = 431.5959954470467 kJ/kg
 T2 compressor output = 36.41190777009666 derece C
 P2 compressor output = 500.0 kPa
 s2 compressor output = 1.7925021356244992 kJ/kgK
 x2 compressor output = 1.097613224499333 kgvapor/kgtotal
 h5 compressor input = 413.3543078516102 kJ/kg
 T5 condenser saturation = 19.196060683652757 derece C
 P5 condenser saturation = 498.0 kPa
 s5 condenser saturation = 1.732181904803953 kJ/kgK
 x5 condenser saturation = 0.0 kgvapor/kgtotal
 h6 compressor input = 227.050494234805 kJ/kg
 T6 condenser saturation = 19.060590527743177 derece C
 P6 condenser saturation = 496.0 kPa
 s6 condenser saturation = 1.0949276286395988 kJ/kgK
 x6 condenser saturation = 0.0 kgvapor/kgtotal
 h3 turbine input = 242.92404584480565 kJ/kg
 T3 turbine input = 14.060590527743177 derece C
 P3 turbine input = 494.0 kPa
 s3 turbine input = 0.9914161114954646 kJ/kgK
 x3 turbine input = 0.0 kgvapor/kgtotal
 h4 turbine output = 244.92404584480565 kJ/kg
 T4 turbine output = -26.671595475989893 derece C
 s4 turbine output = 1.1902039346567328 kJ/kgK
 x4 turbine output = 0.0 kgvapor/kgtotal
 Bottom cycle
 refrigerant = R1243zf
 m = 0.037127295056692274kg/s
 h1 compressor input = 376.34913790864215 kJ/kg
 T1 compressor input = -36.5144309406997 derece C
 P1 compressor input = 50.0 kPa
 s1 compressor input = 1.7774745803072882 kJ/kgK
 x1 compressor input = 2.0 kgvapor/kgtotal
 h2 compressor input = 413.23316561357296 kJ/kg
 T2 compressor output = 11.106826422758019 derece C
 P2 compressor output = 200.0 kPa
 s2 compressor output = 1.8037892555546159 kJ/kgK
 x2 compressor output = 1.0879444459655827 kgvapor/kgtotal
 h5 compressor input = 394.8925661041477 kJ/kg
 T5 condenser saturation = -8.631964332647687 derece C
 P5 condenser saturation = 198.0 kPa
 s5 condenser saturation = 1.7377923095121877 kJ/kgK
 x5 condenser saturation = 0.0 kgvapor/kgtotal
 h6 compressor input = 187.89595715841864 kJ/kg
 T6 condenser saturation = -8.905643083611851 derece C
 P6 condenser saturation = 196.0 kPa
 s6 condenser saturation = 0.9551964535888702 kJ/kgK
 x6 condenser saturation = 0.0 kgvapor/kgtotal
 h3 turbine input = 221.80130715594763 kJ/kg
 T3 turbine input = -13.905643083611851 derece C
 P3 turbine input = 194.0 kPa
 s3 turbine input = 0.8388281009515605 kJ/kgK
 x3 turbine input = 0.0 kgvapor/kgtotal
 h4 turbine output = 223.80130715594763 kJ/kg
 T4 turbine output = -42.35916916832389 derece C
 s4 turbine output = 1.1237486460680617 kJ/kgK
 x4 turbine output = 0.0 kgvapor/kgtotal
```

Şekil 3. Her iki çevrimde de R-1243zf soğutucu akışkanını kullanan iki kademeli soğutma sisteminin hesaplama sonuçları



Şekil 4. Her iki çevrimde de R-1243zf soğutucu akışkanını kullanan iki kademeli soğutma sistemi için T-S diyagramı

5. SONUÇLAR

Bu çalışmada, düşük sıcaklık uygulamalarında yüksek verim sağlayabilen iki kademeli soğutma sisteminin farklı durumları için geliştirilmiş bir simülasyon programı kullanılarak optimum çalışma parametreleri belirlenmiştir. Örnek soğutucu akışkan olarak R-1243zf(3, 3, 3-Trifluoroprop-1-ene) tercih edilmiştir. R-1243zf soğutucu akışkanın termodinamik özellikleri için Java programlama dili kullanılarak ayrı bir yazılım gerçekleştirilmiş ve Helmholtz gerçek gaz hal denklemleri kullanılarak sıvı ve kızgın buhar bölgesinin özellikleri belirlenmiştir. Doyma bölgesinin özellikleri de kübik spline eğri uydurma denklemleri kullanılarak hesaplanmıştır (Zho vd, 2009; Çoban, 2009; Çoban, 2008). Termodinamik özellikler uluslararası geçerliliği olan REFPROP 10.0 programı ile karşılaştırılmış ve her iki programdan elde edilen sonuçların birbiriyle uyumlu olduğu görülmüştür (Lemmon vd., 2013). Bu çalışmada, ayrıca, stokastik optimizasyon yöntemlerinden Bat algoritması ve Particle Swarm algoritması soğutma çevrimlerindeki olası hataları önlemek için kullanılmıştır. Her iki algoritmada da minimum değerler tespit edilmiştir. Tablo 5 ve Tablo 6'da verilen sonuçlar incelendiğinde her iki optimizasyon yönteminin de benzer sonuçlar gösterdiği ancak Particle Swarm algoritmasının optimal değer için daha yakın sonuçlar verdiği görülmüştür. R-1243zf soğutucu akışkanın her iki algoritmada da yüksek COP değeri verdiği tespit edilmiştir. Bununla birlikte, skolastik optimizasyon yöntemlerinin optimum değerlere yaklaştığı ve kodların istatistiksel yapısı nedeniyle optimum noktayı tam olarak bulamayabileceği unutulmamalıdır. Optimizasyon süreçleri ve algoritmaları, herhangi bir fonksiyon ve termodinamik proses ile kullanım için optimize edilecek gerçek fonksiyonlardan bağımsız olarak tasarlanmalıdır. Tüm bu faktörler dikkate alınarak geliştirilen bu simülasyon modellerinin sonuçları, R-1243zf soğutucu akışkanı kullanılarak iki kademeli bir soğutma çevrimi için uygulanmıştır. Simülasyon modelinden elde edilen sonuçlar değerlendirildiğinde ve gerçek soğutma çevrimi kriterleri ile karşılaştırıldığında, sonuçların birbiriyle oldukça uyumlu olduğu ve uygulama alanlarında kolay ve etkin bir şekilde kullanılabileceği açıkça ortaya konulmuştur. Bu nedenle, gerçek bir soğutma sisteminin tasarımı ve analizi sırasında bu tür simülasyon yazılımlarının kullanılması, enerji verimliliği yüksek ve enerji tüketimi düşük soğutma ünitelerinin geliştirilmesine önemli katkılar sağlayacaktır.

SEMBOLLER

C_p	Sabit basınçtaki özgül ısı değeri [kJ/kg K]
C_v	Sabit hacimdeki özgül ısı değeri[kJ/kgK]
COP	Performans katsayısı
h	Entalpi [kJ/kg]
h_{ref}	İdeal gaz referans entalpi değeri [kJ/kg]
m	Kütle [kg]
P	Basınç[kPa]
R	Gaz sabiti [kPa. m^3/kg K]
$Q_{evap.}$	Evaporatörden elde edilen ısı miktarı [kJ]
Q_{kond}	Kondenserden elde edilen ısı miktarı [kJ]
s	Entropi [kJ/kgK]
s_{ref}	İdeal gaz referans entropi değeri [kJ/kg K]
T	Sıcaklık [ºC]
T_0	Referans sıcaklık değeri[ºC]
T_c	Kritik sıcaklık değeri [ºC]
u	İç enerji [kJ/kg]
$W_{comp.}$	Kompresör gücü [kJ]
τ	Boyutsuz sıcaklık faktörü [=T_c /T]
δ	Boyutsuz yoğunluk faktörü [= ρ / ρ_c]
ρ_c	Kritik yoğunluk değeri [kg/m^3]
ρ_{ref}	İdeal gaz referans yoğunluk değeri [kg/m^3]

KAYNAKLAR

Akasaka, R., Lemmon, E.W.,2019, Fundamental equations of state for cis- 1,3,3,3- Tetrafluoropropene (R-1234ze) and 3,3,3- Trifluoropropene(R-1243zf), J. Phys. Chem. Ref. Data, 64,4679-4691.

Akasaka, R., Lemmon, E. W., 2025, A Helmholtz Energy Equation of State for 3, 3, 3-Trifluoroprop-1-ene (R-1243zf). *International Journal of Thermophysics*, *46*(2), 1-25.

Çoban, M. T., 2009, Gerçek gazların termodinamik ve termo fiziksel özelliklerinin Lee-Kesler hal denklemi kullanılarak modellenmesi, 17. Isı Bilimi ve Tekniği Kongresi, Cumhuriyet Üniversitesi, Sivas.

Çoban, M.T., 2008, Kübik şerit ve B şerit interpolasyon yöntemi kullanarak soğutucu akışkanların doyma termo fiziksel özelliklerinin hassas olarak oluşturulması, I. Soğutma Teknolojileri Sempozyumu bildiri kitabı, 6-12, ISBN:978-605-5771- 00-3.

International Standard ISO 17584, 2010, Refrigerant Properties, Reference Number: ISO 17584:2005(E).

Lemmon, E.W., Jacobsen, R.T., 2001, *An international standard formulation for the thermodynamic properties of 1,1,1-trifluoroethane (HFC-143a) for temperatures from 161 to 500 K and pressures to 50 MPa*. J.Phys. Chem. Ref. Data, **29**, pp. 521-552.

Lemmon, E.W., Huber, M.L., MCLinden, M.O., 2013, NIST Standard Reference Database 23: Reference fluid thermodynamic and transport properties, REFPROP, Version 10.0, National Institute of Standards and Technology, Standard Reference Data Program, Gaithersburg.

MCLinden, M.O. and Watanabe, K., 1999, *International collaboration on the thermophysical properties of alternative refrigerants*, Results of IEA Annex 18. 20th International Congress of Refrigeration, Sydney, Australia, September 19-24, International Institute of Refrigeration, pp 678-687.

Richter, M., MCLinden, M.O. and Lemmon, E.W., 2011, "Thermodynamic Properties of 2, 3, 3, 3-Tetrafluoroprop-1-ene (R1234yf): Vapor Pressure and p-ρ-T Measurements and an Equation of State, J. Chem. Eng. Data, 56, 3254-3264.

Span, R., Wagner, W., 1996, *A new equation of state for carbon dioxide covering the fluid region from the triple–point temperature to 1 100 K at pressures up to 800 MPa*, J. Phys. Chem. Ref. Data, **26**, pp. 1509-1596.

Tillner-Roth, R., Baehr, H.D., 1994, *An international standard formulation of the thermodynamic properties of 1, 1, 1, 2-tetrafluoroethane (HFC-134a) covering temperatures from 170 K to 455 K at pressures up to 70 MPa*, J. Phys. Chem. Ref. Data, **23**, pp. 657-729.

Xin-She Yang, 2010, Engineering Optimization, An introduction with Meta heuristic applications, John Willey & Sons , ISBN 978-0-470-58246-6.

Xin-She Yang. 2010, A New Meta heuristic Bat-Inspired Algorithm. Nature Inspired Cooperative Strategies for Optimization (NICSO 2010), Studies in Computational Intelligence Vol. 284, 65-74.

Xin-She Yang, 2010, Engineering Optimization, An introduction with Meta heuristic applications, John Willey & Sons , ISBN 978-0-470-58246-6.

Zhao, D., Ding, G., Wu, Z., 2009, Extension of the implicit curve-fitting method for fast calculation of thermodynamic properties of refrigerants in supercritical region. Int. J. Ref., 32, 1615-1625.

GÖZENEKLİ VE KANATÇIKLI YAPILARIN ISI TRANSFER PERFORMANSININ DENEYSEL OLARAK İNCELENMESİ

Yakup Enes SEL, Eyup KOÇAK, Hasmet TÜRKOĞLU
Çankaya Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü,
06790 Etimesgut, ANKARA, eyupkocak@cankaya.edu.tr , hasmet@cankaya.edu.tr

Özet: Yüksek ısı üreten elektronik bileşenlerin etkin soğutulması, günümüzde termal yönetim sistemlerinin en önemli hedeflerinden biridir. Son yıllarda elektronik soğutma uygulamalarında geleneksel kanatçıklı yapılar yerine, gözenekli yapıların kullanılmasının potansiyeli araştırılmaktadır. Bu çalışmada, kanatçıklı yapıların yerini alabilecek gözenekli yapıların ısı transferi performansı deneysel olarak incelenmiştir. Isı kaynağı olarak, gerçek bir elektronik bileşenin ısı üretimini temsil eden pirinçten üretilmiş bir ısıtıcı blok kullanılmıştır. Soğutucu eleman olarak, alüminyumdan üretilmiş bir gözenekli yapı ile farklı sayıda ve uzunlukta kanatlara sahip kanatçık yapılar tasarlanmıştır. Tüm deneyler kanal içi zorlanmış taşınım koşulları altında gerçekleştirilmiş ve her yapı için Nusselt sayısı hesaplanmıştır. Deneysel veriler ışığında, gözenekli yapıların ısı transfer performansı geleneksel kanatçıklı yapılarla karşılaştırılmıştır. Bulgular, gözenekli ortamların belirli koşullar altında kanatçıklı yapılara kıyasla daha yüksek ısı transferine olanak tanıdığını göstermiştir. Özellikle kanat sayısı ve uzunluğu gibi geometrik parametrelerin, ısı transferi üzerinde belirleyici etkiler yarattığı tespit edilmiştir. Bu çalışma, gözenekli yapıların optimize edilerek ısı transfer performansının artırılabileceğini ve geleneksel soğutma çözümlerine etkin bir alternatif sunabileceğini ortaya koymaktadır.
Anahtar Kelimeler: Elektronik soğutma, gözenekli yapı, ısı transferi, Nusselt sayısı

EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF HEAT TRANSFER PERFORMANCE OF POROUS AND FINS STRUCTURES

Abstract: Efficient cooling of high-heat-generating electronic components is one of the most critical objectives of modern thermal management systems. In recent years, the potential use of porous structures instead of conventional finned structures in electronic cooling applications has been investigated. In this study, the heat transfer performance of porous structures, which could replace traditional finned designs, was experimentally examined. A heater block made of brass was used as the heat source to simulate the heat generation of a real electronic component. As cooling elements, a porous structure made of aluminum and various finned structures with different numbers and lengths of fins were designed. All experiments were conducted under forced convection conditions inside a rectangular channel, and the Nusselt number was calculated for each configuration. Based on the experimental data, the heat transfer performance of the porous structures was compared with that of traditional finned ones. The results showed that under certain conditions, porous media could provide higher heat transfer rates compared to finned structures. It was also found that geometric parameters such as the number and height of fins significantly influenced the heat transfer performance. This study demonstrates that optimizing porous structures can enhance thermal performance and offer an effective alternative to conventional cooling solutions.
Keywords: Electronic cooling, porous structure, heat transfer, Nusselt number

GİRİŞ

Bir sistemin tükettiği enerji miktarı, sistem tarafından üretilen ısı miktarıyla doğrudan ilişkilidir; tüketilen enerji arttıkça, sistemdeki ısı artışı da yükselir. Bu nedenle, sistemin ürettiği ısının etkin bir şekilde uzaklaştırılması, enerji verimliliği açısından büyük önem taşır. Kanat dizilimleri kullanılarak ısı transferinin artırılması, bu noktada etkili bir çözüm sunar; çünkü kanatların sahip olduğu genişletilmiş yüzey alanı, kaynaktan çevreye daha verimli bir ısı transferine olanak tanır. Böylece sistemin aşırı ısınması engellenir ve soğutma ihtiyacı azalır [1]. Bu durum, sistemin çalışması için gereken enerji miktarını düşürerek toplam enerji tüketimini ve buna bağlı olarak üretilen ısıyı azaltır [2]. Dikdörtgen kanat dizilimleri, ısı değiştiriciler, radyatörler ve ısı kuyuları gibi pek çok termal yönetim uygulamasında yaygın olarak kullanılmaktadır. Bu tür kanatlar, bir ısı kaynağının yüzey alanını artırarak, kaynaktan çevreye doğru ısı transferinin daha verimli bir şekilde gerçekleşmesini sağlar. Yüzeylerden ısı transferinin artırılmasına yönelik çalışmalar, literatürde

birçok araştırmacı tarafından kapsamlı biçimde ele alınmıştır. Dikdörtgen düz kanatlar; üretimlerinin kolay olması, uygulama pratikliği, uzun ömürlülükleri ve maliyet etkinlikleri sayesinde tercih edilmektedir. Bu avantajlar doğrultusunda, kanat geometrilerinde yapılan iyileştirmeler, ısı transfer performansını artırmak için sıkça başvurulan etkili bir yöntem hâline gelmiştir.

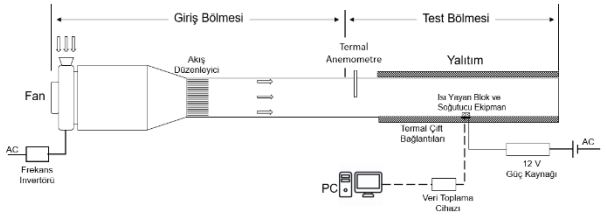
Kanatçık temelli yapıların sunduğu bu avantajlara rağmen, özellikle son yıllarda pasif ve aktif kontrol yöntemleriyle birlikte alternatif çözümler de araştırılmaya başlanmıştır. Bu bağlamda, kanatçıklı yapıların yerine ya da onlara ek olarak gözenekli (poroz) malzemelerin ısı transferi üzerindeki etkisi literatürde dikkat çeken bir araştırma alanı hâline gelmiştir. Yapılan çalışmalar, gözenekli yapıların daha etkin bir ısı transferi sağladığını göstermektedir. Örneğin, gözenekli ortamların ısı transferi üzerindeki etkisini inceleyen Straatman vd., ısı transferinin Reynolds sayısı ile doğru orantılı olarak arttığı ve 150.000–500.000 aralığındaki Reynolds sayılarında %10 ila %28 arasında iyileşme sağlandığı rapor edilmiştir. Ayrıca aynı çalışmada, 3 mm'den daha kalın karbon bazlı gözenekli yapıların ısı transferine etkisinin kalınlıktan bağımsız olduğu gösterilmiştir [3]. Leong vd ise gözenekli ortamların farklı konfigürasyonlarda yerleştirildiği kanal içi akış deneylerinde ise, blokların yerleşimine bağlı olarak Nusselt sayısı ve basınç kaybında altı kata kadar değişkenlik gözlenmiştir [4]. Benzer şekilde, alüminyum ve grafit bazlı gözenekli yapıların karşılaştırıldığı bir başka çalışmada, aynı Reynolds sayısı için grafit yapıların sağladığı Nusselt sayısının yaklaşık üç kat daha yüksek olduğu, ancak bununla birlikte daha fazla basınç kaybına yol açtığı belirtilmiştir. Dolayısıyla, uygulama alanına bağlı olarak malzeme seçiminin dikkatle yapılması gerektiği vurgulanmıştır [5].

Devam eden çalışmalarda gözenekli yapıların ısı transferini artırma potansiyeli, farklı gözeneklilik oranlarına sahip malzemeler ile denenmiş ve yalnızca ısı transferi değil, aynı zamanda sürtünme katsayısı, Reynolds sayısı, Darcy sayısı arasındaki ilişkiler de araştırmacılar tarafından analiz edilmiştir. Elde edilen bulgular, yüzey alanı daha geniş olan yüksek yoğunluklu gözenekli yapıların, ısı transferini artırmakla birlikte sürtünme katsayısını da önemli ölçüde yükselttiğini göstermiştir [6]–[9]. Bu durum, gözenekli ortamların termal avantajlarının yanı sıra hidrodinamik kayıplar açısından da dikkatle değerlendirilmesi gerektiğini ortaya koymaktadır.

Bu çalışmada, dikdörtgen kesitli bir kanalın alt duvarına yerleştirilmiş, elektronik bir bileşeni temsil eden kare kesitli bir ısı yayan blok üzerindeki ısı transferi incelenmiştir. Bloğun üst yüzeyine sırasıyla gözenekli alüminyum bir tabaka ve dikdörtgen kesitli kanatçık yapıları yerleştirilmiştir. Isı transferi karakteristikleri üzerindeki Reynolds sayısı, gözenekli yapı, kanatçık yüksekliği ve kanatçık genişliği gibi parametrelerin etkilerini araştırmak amacıyla deneysel incelemeler gerçekleştirilmiştir.

DENEYSEL YÖNTEM

Deney düzeneği, dikdörtgen kesitli bir kanal, elektronik bileşeni temsil eden ısı yayan bir blok, bloğun üst yüzeyini örten gözenekli bir ortam, ısıl çiftler (termokupllar), 12 V güç kaynağı, veri kayıt cihazı, termal anemometre ve bir fandan oluşmaktadır. Deney düzeneğinin şematik görünümü Şekil 1'de sunulmuştur. Elektronik bileşeni temsil eden blok, aralarına rezistans yerleştirilmiş iki pirinç plaka ile üst pirinç plakaya yerleştirilen dört ısılçift oluşmaktadır. Rezistansa enerji, 12 V'luk bir güç kaynağı aracılığıyla sağlanmaktadır. Pirinç bloğun sıcaklığı, blok içerisine yerleştirilen dört ısıl çift ile ölçülmüştür. Ölçülen sıcaklık verileri veri kayıt cihazı aracılığıyla bilgisayara aktarılmakta, işlenmekte ve bilgisayarda depolanmaktadır.

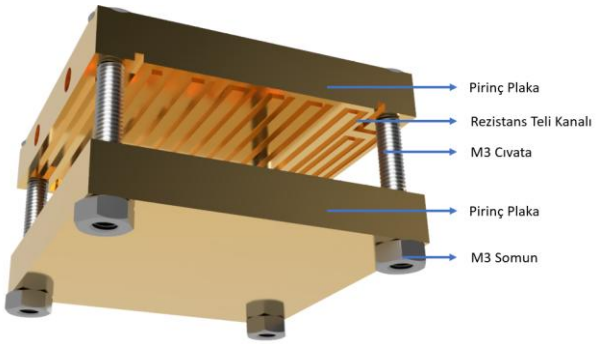


Şekil 1. Deney düzeneğinin şematik görünümü.

Fan, basınçlı modda çalışmakta olup, kanal içerisindeki hava akış debisi fanın devrini kontrol eden bir frekans invertörü ile ayarlanmaktadır. Kanal içerisindeki akış hızı, tel tip sıcak telli anemometre ile 1 Hz örnekleme frekansında ölçülmekte ve kaydedilmektedir. Deney kanalının kesiti 210×240 mm boyutlarındadır. Test bölgesinden olan ısı kayıplarını en aza indirmek amacıyla, kanal duvarları 0.039 W/mK ısıl iletkenliğe sahip 5 cm kalınlığında yalıtım malzemesi ile yalıtılmıştır. Test bölgesinde tam gelişmiş akış sağlanabilmesi için, giriş bölgesi uzunluğu kanalın hidrolik çapının en az 10 katı olacak şekilde tasarlanmıştır. Akış içerisindeki türbülanslı girdapları azaltmak amacıyla alüminyum petek yapılı bir düzenleyici kullanılmıştır.

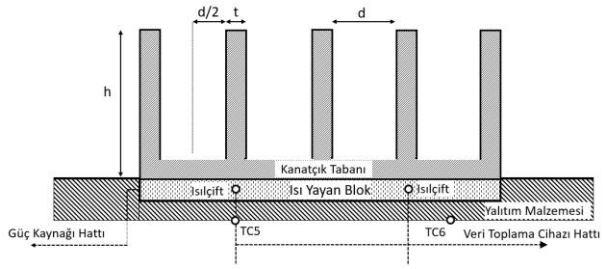
Isıtılan bloğun boyutları, gerçek bir grafik kartının GPU'sunun boyutları dikkate alınarak 40×40 mm olarak belirlenmiştir. Şekil 2'de görüldüğü üzere, ısıtıcı blok üst üste yerleştirilmiş iki adet 6 mm kalınlığında pirinç plakadan imal edilmiştir. Bu plakalardan biri, rezistans telinin yerleştirileceği mini kanalların oluşturulması amacıyla işlenmiştir. Blok içerisindeki mini kanalın toplam uzunluğu 672 mm olup, kanal genişliği ve derinliği 1 mm'dir. Üst pirinç plakaya, zıt iki kenardan 3 mm çapında ve 12 mm derinliğinde dört adet silindirik yuva delinerek dört farklı noktaya termokupl yerleştirilmiştir. Pirinç blok ile rezistans teli arasında elektriksel yalıtım sağlamak amacıyla yüzeye yalıtım sprey kaplaması uygulanmıştır. Çapı 0.5 mm olan rezistans teli, oluşturulan mini kanal içerisine yerleştirilmiştir. Telin birim uzunluk başına

direnci 1.95×10^{-3} ohm/mm'dir. Pirinç plakaların, rezistans telinin, termokuplların ve yalıtım malzemesinin montajının ardından, ısı üreten blok ve soğutucu ekipman Şekil 3'de gösterildiği şekilde elde edilmiştir.

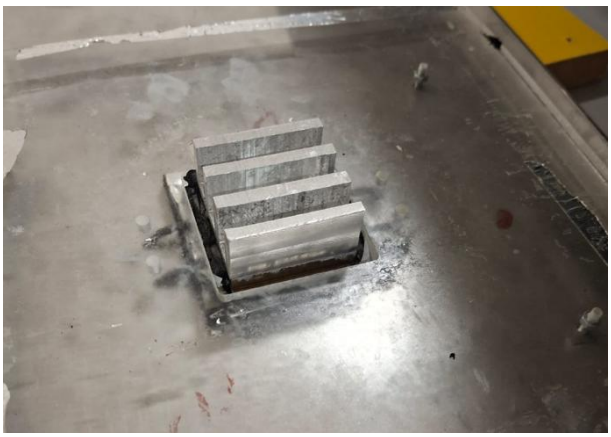


Şekil 2. Elektronik bileşeni temsil eden ısı üreten blok katı model görünümü

Şekil 3'te görüldüğü üzere, blok montajı pleksiglas bir plaka içerisine yerleştirilmiş olup, bu plaka test kanalının alt duvarını oluşturmaktadır. Blok ile pleksiglas yan yüzeyler arasına, bloğun çevresini saran bir yalıtım malzemesi yerleştirilmiştir. Ardından, gözenekli katman bloğun üst yüzeyine monte edilmiştir. Bu montaj işlemi sırasında, blok ile gözenekli yapı arasında iyi bir ısıl temas sağlamak amacıyla yüksek ısı iletkenliğine sahip termal macun kullanılmıştır. Macun, bloğun yüzeyine çok ince bir tabaka halinde uygulanmış ve gözenekli yapının içerisine sızmaması için dikkat edilmiştir. Kullanılan termal macunun ısı iletkenliği 12.8 W/mK, maksimum dayanım sıcaklığı ise 250 °C'dir.



Şekil 3a. Kanatçık yapısı şematik görünümü



Şekil 3b. Isı üreten blok üzerine montaj görüntüsü

Deneysel çalışmalarda kullanılan kanatçık yapısı parametreleri arasında, kanatçık adedi, kanatçık yüksekliği ve kanatçık kalınlığı gibi parametreler yer almaktadır. Soğutucu eleman olarak kullanılan gözenekli ortam alüminyumdan imal edilmiştir, ortalama gözenek çapı 4 mm ve gözenekliliği %95'tir.

Blok montajının test bölümünün alt duvarına yerleştirilmesinin ardından, termokupllar ve güç kabloları sırasıyla veri kayıt cihazına ve güç kaynağına bağlanmıştır. Bir termokupl, kanal duvarı ile yalıtım malzemesi arasına; bir diğer termokupl ise yalıtım malzemesinin dış yüzeyine yerleştirilmiştir. Ortam sıcaklığı da ayrıca bir termokupla ölçülmüştür. Bu sıcaklık verisi, çevreye olan ısı kaybının hesaplanmasında kullanılmıştır. Tüm termokupllar montajdan önce kalibre edilmiştir.

Deneyler sırasında, ısıtılan blok içerisindeki dört farklı noktada sıcaklık, test bölümünün girişindeki hava sıcaklığı, bloğun alt ve yan yüzeylerini kaplayan yalıtım malzemesinin iç ve dış yüzey sıcaklıkları ile ortam sıcaklığı ölçülmüştür. Ayrıca, anlık hava hızı termal anemometre ile ölçülmüş; rezistansın gerilim ve akım değerleri de kaydedilmiştir. Bu ölçülen verilerden yararlanılarak, Reynolds sayısı ve ortalama Nusselt sayısı hesaplanmıştır.

Reynolds sayısı, kanalın hidrolik çapı D_h ve kanal girişindeki ortalama hız esas alınarak aşağıdaki şekilde hesaplanmıştır:

$$Re = \frac{\rho U D_h}{\mu} \tag{1}$$

Burada ρ havanın yoğunluğunu, U kanal girişindeki ortalama hava hızını, D_h kanalın hidrolik çapını ve μ ise akışkanın dinamik viskozitesini temsil etmektedir. Kanalın hidrolik çapı aşağıdaki şekilde hesaplanmaktadır:

$$D_h = \frac{4A_c}{P} = \frac{4(w \times H)}{2(w + H)} \tag{2}$$

Burada, A_c kanalın kesit alanını, P kanalın çevresini, w ve H ise test kanalının genişlik ve yüksekliğini temsil etmektedir.

Nusselt sayısının hesaplanabilmesi için, bloktan gözenekli katman aracılığıyla havaya konvektif olarak aktarılan ısı miktarının belirlenmesi gerekmektedir. Nusselt sayısının genel tanımı aşağıdaki gibidir:

$$Nu = \frac{hL_c}{k_f} \tag{3}$$

Burada, h ısı transfer katsayısını, k_f havanın ısıl iletkenliğini ve L_c karakteristik uzunluğu temsil etmektedir. Bloktan

kanalda akan havaya konveksiyon yoluyla aktarılan ısının belirlenmesiyle ortalama ısı transfer katsayısı aşağıdaki şekilde ifade edilebilir:

$$Q_{conv} = h\,A\,(\overline{T_p} - T_i) \tag{4}$$

Burada, $Q_{tasınım}$ taşınım yoluyla yüzeyden havaya aktarılan ısıyı, h ortalama ısı transfer katsayısını, A pirinç bloğun ısı transfer yüzey alanını (üst yüzey alanı), $\overline{T_p}$ blok içerisindeki dört farklı noktadan ölçülen sıcaklıkların aritmetik ortalamasını ifade eden ortalama blok sıcaklığını, T_i ise test kanalının girişinde ölçülen hava sıcaklığını temsil etmektedir. Yukarıdaki eşitlikten ortalama ısı transfer katsayısı h aşağıdaki şekilde çözülebilir:

$$h = \frac{Q_{tasınım}}{A\left(\overline{T_p} - T_i\right)} = \frac{q''}{\left(\overline{T_p} - T_i\right)} \tag{5}$$

Burada, q″ yüzey ısı akısı olup, ($q''=Q_{tasınım}/A$). şeklinde tanımlanır. Eşitlik (5)'in Eşitlik (3)'e yerine konulmasıyla, ortalama Nusselt sayısı için aşağıdaki ifade elde edilir:

$$Nu = \frac{Q_{tasınım}}{A\left(\overline{T_p} - T_i\right)}\frac{D_h}{k_f} = \frac{q''}{\left(\overline{T_p} - T_i\right)}\frac{D_h}{k_f} \tag{6}$$

Isı akısını belirleyebilmek için, bloktan gözenekli malzeme aracılığıyla akışkana aktarılan toplam ısı miktarının hesaplanması gerekmektedir. Bu amaçla, rezistansa uygulanan elektriksel gücün tamamının ısıya dönüştüğü varsayımıyla, sistem için enerji dengesi esas alınarak konvektif ısı transferi $Q_{tasınım}$ için aşağıdaki ifade elde edilir:

$$Q_{tasınım} = Q_e - (\Delta Q_{iletim} + \Delta Q_{ısınım}) \tag{7}$$

Burada, $Q_{tasınım}$ blok yüzeyinden havaya aktarılan toplam ısı miktarını, Q_e rezistans teline sağlanan toplam elektriksel güç (ısı) miktarını, ΔQ_{iletim} ve $\Delta Q_{ısınım}$ ise sırasıyla iletim (kondüksiyon) ve ışınım (radyasyon) yoluyla oluşan ısı kayıplarını ifade etmektedir. Blok içerisindeki rezistans ısıtıcısına sağlanan toplam güç aşağıdaki şekilde hesaplanabilir:

$$Q_e = I\,V \tag{8}$$

Burada, V rezistans teline uygulanan gerilimi, I ise ısıtıcıdan geçen akımı temsil etmektedir. Isıtılan pirinç bloğu çevreleyen yalıtım malzemesi üzerinden iletim yoluyla oluşan ısı kaybı ise aşağıdaki şekilde hesaplanabilir:

$$\Delta Q_{tasınım} = k_{yalıtım} A_{yalıtım} \frac{\Delta T}{\Delta x} \tag{9}$$

Burada, $k_{yalıtım}$ deney düzeneğinde kullanılan yalıtım malzemesinin ısı iletim katsayısını, $A_{yalıtım}$ yalıtım malzemesiyle temas eden blok yüzey alanını, Δx yalıtım malzemesinin kalınlığını ve ΔT yalıtımın iç ve dış yüzeylerinde ölçülen sıcaklık farkını ifade etmektedir. Işınım yoluyla oluşan ısı kaybı ise, literatürdeki çalışmalara dayanarak toplam ısı üretiminin %0.5'i olarak alınmıştır [10].

Ölçülen tüm ilgili değişkenlerin hata yayılımı dikkate alınarak, Holman [11] tarafından önerilen yöntemle bir belirsizlik analizi gerçekleştirilmiştir. Bu analiz sonucunda, hesaplanan Nusselt sayısındaki toplam belirsizlik yaklaşık %6.7 olarak belirlenmiştir.

DENEYSEL BULGULAR

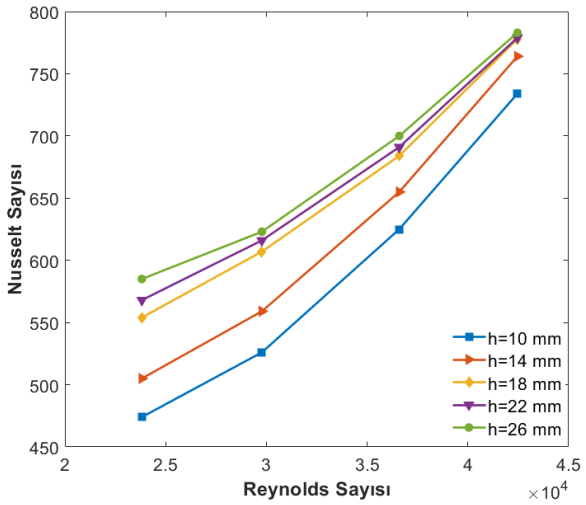
Çalışma kapsamında kurulan deney düzeneği ile Reynolds sayısı, kullanılan soğutucu eleman tipi, kanatçık yüksekliği, kanatçık malzemesi ve kanatçık kalınlığı gibi parametrelerin etkilerini araştırmak amacıyla deneysel ölçümler gerçekleştirilmiştir. Deneysel çalışmalarda kullanılan kanatçıklar için oluşturulmuş deney matrisi Tablo 1'de verilmiştir. Buna ek olarak, kanatçık analizlerinde kullanılan aynı Reynolds sayılarında, herhangi bir soğutucu ekipmanın bulunmadığı ve yalnızca gözenekli malzemenin yerleştirildiği 6 deney gerçekleştirilmiştir. Toplamda 54 farklı durum için deney ve hesaplamalar gerçekleştirilmiştir.

Tablo 1. Deneysel çalışmalarda kullanılan kanatçıklar için parametre değerleri matrisi.

Reynolds sayısı	Isıtıcı Gücü (W)	Kanatçık Adedi	Kanatçık Yüksekliği (mm)	Kanatçık Kalınlığı (mm)
23000 30000 36000 42000	13.12	3 4 5 6	10 14 18 22 26	2 3 4

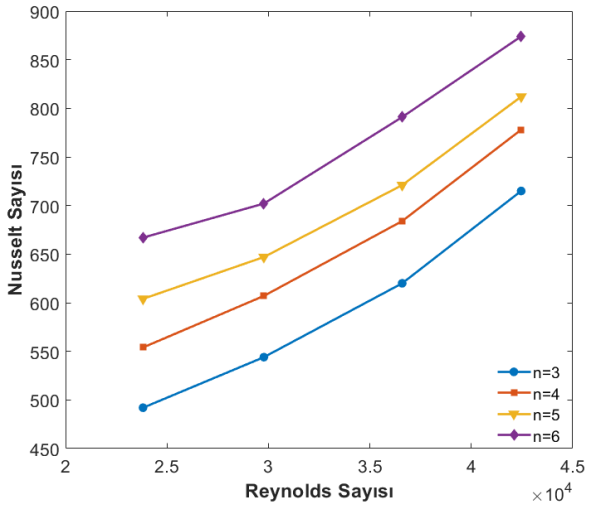
Şekil 4'te, farklı Reynolds sayılarında, kanat yüksekliği 10, 14, 18, 22 ve 26 mm olacak şekilde; kanat kalınlığının t = 3 mm ve kanatlar arası mesafenin d = 9.3 mm sabit tutulduğu durumda, Nusselt sayısının Reynolds sayısına bağlı değişimi verilmiştir. Elde edilen sonuçlar, tüm kanat yüksekliği değerleri için Reynolds sayısındaki artışa bağlı olarak Nusselt sayısının da arttığını göstermektedir. Ayrıca, kanat yüksekliği arttıkça ısı transferi yüzey alanının büyümesiyle birlikte Nusselt sayısında özellikle h = 18 mm için belirgin bir artış gözlemlenmiştir. Ancak bu değerin üzerindeki kanat yüksekliklerinde, Nusselt sayısındaki artışın giderek azaldığı görülmektedir. Bu durum, kanat yüksekliğinin Nusselt sayısı üzerindeki etkisinin belirli bir değere kadar anlamlı olduğunu, ancak bu optimum değerin ötesinde etkinin sınırlı kaldığını ortaya koymaktadır. Başka bir deyişle, kanat yüksekliğinde belirli bir noktadan sonra

artışın ısı transferi açısından ek bir katkı sağlamadığı anlaşılmaktadır.



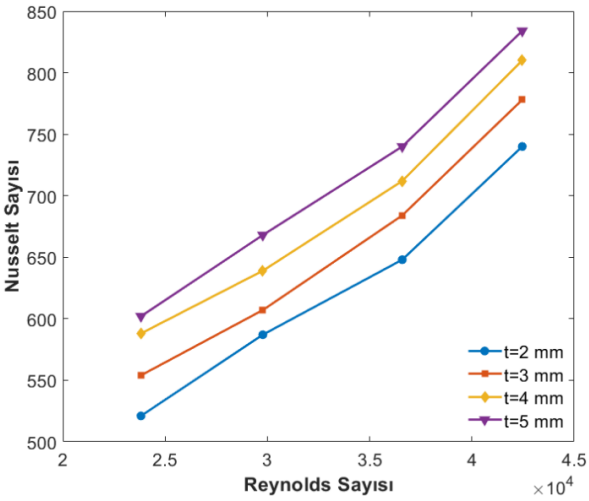
Şekil 4. Kanatçık kalınlığı t=3 mm ve kanatçıklar arası mesafe d=9.3 mm için Nusselt sayısının Reynolds sayısı ile değişimi

Şekil 5'te, sabit kanatçık yüksekliği (h = 18 mm), kalınlığı (t = 3 mm) ve kanatlar arası mesafe (d = 9.3 mm) için, Nusselt sayısının Reynolds sayısına bağlı değişimi sunulmuştur. Bu analiz, özellikle kanatçık adedinin ısı transferi üzerindeki etkisini değerlendirmek amacıyla gerçekleştirilmiştir. Elde edilen sonuçlar, kanatçık sayısındaki artışa bağlı olarak toplam ısı transfer yüzey alanının da arttığını ve buna paralel olarak Nusselt sayısında belirgin bir yükselme gözlendiğini ortaya koymaktadır. Şekil incelendiğinde, deney koşulları altında kanatçık sayısının iki katına çıkarılmasının, Nusselt sayısında yaklaşık 1.5 katlık bir artışa yol açabileceği görülmektedir. Ancak, bu olumlu etki yalnızca belirli bir noktaya kadar devam edeceği unutulmamalıdır. Kanatçık sayısı arttıkça, kanatlar arasındaki mesafe daralmakta ve bu durum hava geçiş açıklıklarını sınırlayarak akışın serbestliğini azaltmaktadır. Azalan geçiş alanı, akışın kanatçıklar arasından etkin biçimde geçmesini engellemekte ve dolayısıyla konvektif ısı transfer performansında düşüşe neden olabilmektedir. Daha önce yapılan çalışmalarda, yerel türbülans seviyelerinin azalması ve düşük hızlı ölü bölgelerin oluşması gibi etkiler nedeniyle, her ne kadar akışın yüzeylerle temas süresi artsa da, taşıma kapasitesi sınırlanmakta ve toplam ısı transfer katsayısı beklenenin altında kalabileceği görülmüştür [12]. Dolayısıyla yüzey alanı artmasına rağmen Nusselt sayısında azalma gözlenebilmektedir. Bu nedenle, kanatçık sayısının artırılmasının ısı transferi açısından optimum bir değere kadar faydalı olduğu, ancak bu değerin ötesinde hava akışındaki kısıtlamalar nedeniyle tersine bir etki yarattığı bilinmelidir.



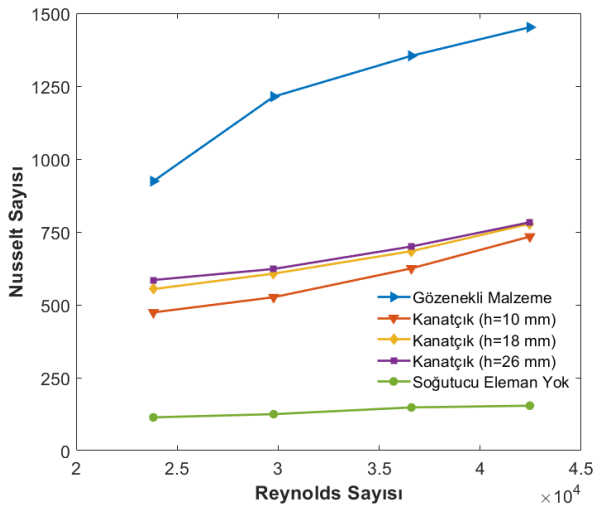
Şekil 5. Kanatçık yüksekliği h=18 mm ve kanatçık kalınlığı t=3 mm için Nusselt sayısının Reynolds sayısı ile değişimi

Şekil 6'da, kanatçık adedinin 3 olduğu durumda, sabit kanatçık yüksekliği (h = 18 mm) ve kanatlar arası mesafe (d = 9.3 mm) için, Nusselt sayısının Reynolds sayısına bağlı değişimi sunulmuştur. Elde edilen sonuçlar, kanatçık kalınlığındaki artışın Nusselt sayısında sınırlı bir artışa neden olduğunu göstermektedir. Bu artış, kalınlığın artmasıyla birlikte yüzey alanında meydana gelen artıştan kaynaklanmaktadır; ancak bu yüzey artışı, kanatçık adedindeki artışla elde edilen kadar belirgin değildir. Bu nedenle, kalınlık artışının ısı transferine katkısı görece sınırlı kalmaktadır. Daha yüksek ısı transferi sağlamak amacıyla kanatçık kalınlığının arttırılmasının, optimum bir noktaya etki edeceği unutulmamalıdır. Kanatçık adedinin Nusselt sayısı üzerindeki etkisine benzer şekilde düşük hızlı bölgelerin oluşması ve yerel akış yapısının bozulması sonucunda, artan yüzey alanına rağmen Nusselt sayısında düşüş gözlenebilir.



Şekil 6. Kanatçık yüksekliği h=18 mm, ve kanatçıklar arası mesafe d=9.3 mm için Nusselt sayısının Reynolds sayısı ile değişimi

Soğutucu ekipman tipinin ısı transferi üzerindeki etkisini incelemek amacıyla, elektronik bir bileşeni temsil eden ısı kaynağının üzerine farklı yapıların yerleştirildiği deneyler gerçekleştirilmiştir. Bu kapsamda, hiçbir soğutucu ekipmanın yer almadığı referans durumun yanı sıra, kanatçıklı yapılar ve gözenekli malzeme içeren soğutucu sistemler ile karşılaştırmalı deneyler yapılmış; elde edilen sonuçlar Şekil 7'de sunulmuştur. Sonuçlar incelendiğinde, en yüksek Nusselt sayısı değerlerinin gözenekli malzeme içeren soğutucu sistemlerden elde edildiği görülmektedir. Gözenekli yapılar, geniş iç yüzey alanı ve akışa izin veren mikro kanalları sayesinde, ısı transferinde önemli bir iyileşme sağlamaktadır. Özellikle, hiçbir ekipmanın yer almadığı durum ile karşılaştırıldığında, gözenekli malzeme kullanılan sistemlerde Nusselt sayısında 10 katından daha fazla artış elde edilmiştir. Aynı şekilde, geleneksel kanatçıklı yapılarla kıyaslandığında ise yaklaşık 5 katlık bir artış gözlemlenmiştir. Bu bulgular, gözenekli malzemelerin ısı transferi performansı açısından yalnızca etkili bir yöntem olmadığını, aynı zamanda geleneksel kanatçıklı yapılara güçlü bir alternatif teşkil edebileceğini ortaya koymaktadır. Özellikle kompakt, hafif ve yüksek verimli soğutma sistemlerinin tasarımında gözenekli malzemelerin dikkate alınması gerektiği sonucuna varılabilir.



Şekil 7. Farklı soğutma yapılarına (boş, kanatçıklı ve gözenekli) bağlı olarak Nusselt sayısının Reynolds sayısı ile değişimi

SONUÇLAR

Bu çalışmada, elektronik bileşenlerin soğutulmasında kullanılan farklı yapıların ısı transfer performansı üzerindeki etkileri deneysel olarak incelenmiştir. Özel olarak tasarlanmış deney düzeneği kullanılarak, Reynolds sayısı, kanatçık yüksekliği, kanatçık kalınlığı, kanatçık adedi, kanatçık malzemesi ve kullanılan soğutucu ekipman tipi gibi parametrelerin Nusselt sayısı üzerindeki etkileri değerlendirilmiştir. Toplamda 54 farklı durum için gerçekleştirilen deneysel çalışmalar, farklı geometrik ve akış koşullarının konvektif ısı transferi üzerindeki etkilerine dair önemli bulgular sunmuştur. Çalışmanın bulguları incelendiğinde;

- Kanatçık yüksekliği, belirli bir değere kadar Nusselt sayısında önemli bir artış sağlamaktadır. Ancak bu değerin üzerinde, yüzey alanı artmasına rağmen hava akışının sınırlanması nedeniyle Nusselt sayısındaki artış hızı azalmaktadır. Bu durum, kanat yüksekliği açısından optimum bir tasarım sınırının olduğunu göstermektedir.
- Kanatçık adedi, yüzey alanını artırarak ısı transferini iyileştirse de, artan kanatçık sayısı nedeniyle kanatlar arası mesafenin daralması, hava akışını kısıtlamakta ve bu da ısı transfer performansında düşüşe yol açabilmektedir.
- Kanatçık kalınlığı, yüzey alanında sınırlı bir artış sağladığı için Nusselt sayısındaki artış da sınırlı kalmıştır. Kalınlığın fazla artması, hava geçiş alanını daraltarak akışa direnci artırmakta ve düşük hızlı bölgelerin oluşmasına neden olmaktadır. Bu da ısı transfer katsayısının düşmesine sebep olabilmektedir. Dolayısıyla kalınlık seçimi de dikkatle optimize edilmelidir.
- Soğutucu ekipman tipi açısından yapılan karşılaştırmalı deneylerde, hiçbir soğutma elemanının bulunmadığı durumla karşılaştırıldığında, gözenekli malzeme içeren yapılar, Nusselt sayısında yaklaşık 10 kata kadar, geleneksel kanatçıklı yapılarla karşılaştırıldığında ise yaklaşık 5 kat daha yüksek değerler sağlamıştır. Gözenekli yapılar, yüksek iç yüzey alanı ve mikro düzeydeki akış kanalları sayesinde, konvektif ısı transferini büyük ölçüde iyileştirmiştir.

Genel olarak, bu çalışma ısı transferi performansını artırmaya yönelik tasarım parametrelerinin yalnızca yüzey alanı artışı ile değil, aynı zamanda hava akış düzeni, geçiş açıklığı ve akış karakteristiği ile birlikte değerlendirilmesi gerektiğini ortaya koymuştur. Özellikle gözenekli malzemeler, yüksek verimli ve kompakt soğutma sistemleri tasarımında güçlü bir alternatif olarak ön plana çıkmaktadır. Gelecek çalışmalarda, gözenekli yapıların farklı geometrik varyasyonları, malzeme türleri ve akış yönleriyle olan etkileşimi detaylandırılarak daha kapsamlı bir optimizasyon yapılabilir.

KAYNAKLAR

[1] S. Liu and M. Sakr, "A comprehensive review on passive heat transfer enhancements in pipe exchangers,"

Renew. Sustain. Energy Rev., vol. 19, pp. 64–81, 2013, doi: 10.1016/j.rser.2012.11.021.

[2] N. Nagarani, K. Mayilsamy, A. Murugesan, and G. S. Kumar, "Review of utilization of extended surfaces in heat transfer problems," Renew. Sustain. Energy Rev., vol. 29, pp. 604–613, 2014, doi: 10.1016/j.rser.2013.08.068.

[3] A. G. Straatman, N. C. Gallego, B. E. Thompson, and H. Hangan, "Thermal characterization of porous carbon foam-convection in parallel flow," Int. J. Heat Mass Transf., vol. 49, no. 11–12, pp. 1991–1998, 2006, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2005.11.028.

[4] K. C. Leong, H. Y. Li, L. W. Jin, and J. C. Chai, "Numerical and experimental study of forced convection in graphite foams of different configurations," Appl. Therm. Eng., vol. 30, no. 5, pp. 520–532, 2010, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2009.10.014.

[5] I. Solmuş, "Numerical investigation of heat transfer and fluid flow behaviors of a block type graphite foam heat sink inserted in a rectangular channel," Appl. Therm. Eng., vol. 78, pp. 605–615, 2015, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2014.11.066.

[6] S. Y. Kim, J. W. Paek, and B. H. Kang, "Flow and heat transfer correlations for porous fin in a plate-fin exchanger," J. Heat Transfer, vol. 122, no. 3, pp. 572–578, Mar. 2000, doi: 10.1115/1.1287170.

[7] S. Saedodin, S. A. H. Zamzamian, M. E. Nimvari, S. Wongwises, and H. J. Jouybari, "Performance evaluation of a flat-plate solar collector filled with porous metal foam: Experimental and numerical analysis," Energy Convers. Manag., vol. 153, no. August, pp. 278–287, 2017, doi: 10.1016/j.enconman.2017.09.072.

[8] J. R. Stark, C. D. Sevart, and T. L. Bergman, "Experimentally validated analytical expressions for the thermal resistance of a novel composite fin-foam annular array," Appl. Therm. Eng., vol. 131, pp. 260–269, 2018, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2017.11.096.

[9] T. Zhao et al., "Numerical analysis of flow characteristics and heat transfer of high-temperature exhaust gas through porous fins," Appl. Therm. Eng., vol. 165, no. March 2019, p. 114612, 2020, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2019.114612.

[10] R. C. Adhikari, D. H. Wood, and M. Pahlevani, "An experimental and numerical study of forced convection heat transfer from rectangular fins at low Reynolds numbers," Int. J. Heat Mass Transf., vol. 163, Dec. 2020, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2020.120418.

[11] J. P. Holman, Experimental Methods for Engineers. McGraw-Hill Book Company, 1971.

[12] E. Kocak, H. Turkoglu, and E. Aylı, "Performance Optimization of Finned Surfaces Based on the Experimental and Numerical Study," J. Therm. Sci. Eng. Appl., vol. 15, no. 9, Sep. 2023, doi: 10.1115/1.4062554.

KLİMALARDA KULLANILAN SÖNÜMLEME TAKOZU GELİŞTİRİLMESİ

Emre Hilmi DENEL*, Hasan Furkan DOĞAN *, Hüseyin PEHLİVAN **
*DAIKIN Arge Merkezi, Sakarya 2. OSB Hendek/SAKARYA, e.denel@daikin.com.tr, f.dogan@daikin.com.tr
**Sakarya Üniversitesi Makine Mühendisliği Bölümü, Serdivan/SAKARYA, pehlivan@sakarya.edu.tr

Özet: Firmaların üretim sürecindeki tedarikçi ile sürdürülebilir ve kontrol edilebilir bir ilişkileri olmak zorundadır. Çünkü mevcut ekonomik şartlarda maliyet azaltma hedefli çalışmalarda tedarikçilerin aktif rol oynaması önemlidir. Bu bağlamda, işletmenin klima bağlantısında kullanılan sönümleme takozunun kullanım amacı ürünün çalışma esnasında kompresör tarafından meydana gelen titreşimin sönümlenmesi ve ses seviyesini azaltmasıdır. Bu çalışma kapsamında işletmenin ürün montajında mevcut tedarikçisinden kullandığı kauçuk sönümleme takozunun değerlendirmesi ve geliştirilmesi yapılmıştır. Mevcut üründe ticari kullanım süresinde meydana gelen deformasyonlar belirlenmiş ve bunların iyileştirilmesi için çalışmalar yapılmıştır. Farklı çalışma şartları için ilgili testler, ölçümler ve karşılaştırmalar hem yük altındaki hem de yüksüz durumdaki yüksekliği ile ömür testleri yapılmıştır. İlk çalışmada yer alan NR hammaddeli kauçuk ömür testi sırasında 720 saat aralıklarla yay sabiti, sertlik değeri ve malzemenin uzunluk ölçümleri alınarak zamana bağlı değişimleri incelenmiştir. İkinci çalışmada yer alan CR hammaddeli kauçuk ömür testi sırasında 360 saat aralıklarında yay sabiti, sertlik değeri ve malzemenin uzunluk ölçümleri alınarak zamana bağlı değişimleri incelenmiştir. Yeni geliştirilen ürünlerden elde edilen sonuçlar incelendiğinde, yay sabiti değerlerinde bir süreklilik sağlandıktan sonra, bu değerlerle ürünlerin sertlikleri arasında bir ilişki olduğu sonucuna varılmıştır. Sertlik değeri arttıkça, ürünlerde meydana gelen plastik deformasyonun azaldığı ve buna bağlı olarak yay sabiti değerinin yükseldiği gözlemlenmiştir. Bu bulgular doğrultusunda, kalite kontrol süreçlerinde yalnızca sertlik testi yapılarak ürünün uygunluğu değerlendirilebilecek, yay sabiti testi yapılmasına gerek kalmayacaktır.
Anahtar Kelimeler: kauçuk, sönümleme takozu, titreşim, yay sabiti, sertlik

DEVELOPMENT OF DAMPING WEDGE USED IN AIR CONDITIONERS

Abstract: In production processes, companies must establish sustainable and controllable relationships with their suppliers. Especially under current economic conditions, it is crucial for suppliers to play an active role in cost-reduction efforts. This study focuses on evaluating and improving a rubber damping mount used by a company in air conditioning connections. The purpose of this component is to dampen vibrations generated by the compressor during operation and to reduce noise levels. Deformations observed in the currently used product during its commercial service life were identified, and improvement efforts were undertaken to address these issues. Tests simulating different working conditions were conducted, including comparisons of the component's height under load and unloaded, as well as its durability over time. In the first phase, a rubber made from NR material was subjected to a durability test, with measurements of spring constant, hardness, and length taken every 720 hours to examine their time-dependent variations. In the second phase, rubber made from CR material was tested with measurements taken every 360 hours under the same criteria. The test results indicated that once continuity in spring constant values was achieved, a correlation between these values and the hardness of the products became evident. As hardness increased, plastic deformation decreased, and the spring constant rose accordingly. Based on these findings, product conformity in quality control processes can now be assessed using only hardness tests, eliminating the need for spring constant testing. Thus, in quality inspections, it will be possible to check the suitability of the product only by hardness test without performing spring constant test.
Key Words: rubber, damping wedge, vibration, spring constant, hardness

KISALTMALAR (Nomenclature)

CR: Kloropren Kauçuk
NR: Doğal Kauçuk
Td1: Tedarikçi 1
Td2: Tedarikçi 2
Sh: Shore

GİRİŞ (Introduction)

Kompresörlerin alt şase bağlantı noktalarında, çalışma esnasında oluşan titreşimleri sönümlemek amacıyla genellikle kauçuk takozlar kullanılmaktadır. Bu kauçuk takozlar, kullanılan hammaddelere göre sınıflandırılmakta olup, sertlik değerleri kullanım yeri ve beklenen sönümleme performansı üzerinde doğrudan etkili olmaktadır. Bu

nedenle, kauçuk takozların sertlik kontrolü, endüstriyel uygulamalarda büyük önem taşımaktadır.

Gün ışığı, ortam sıcaklığı ve nem oranı gibi çevresel faktörler, kauçuk malzemelerin uzun süreli kullanımında mekanik özellikleri üzerinde önemli değişimlere neden olabilmektedir. Bu durum, özellikle takozların sertlik ve yay sabiti gibi özelliklerinde zamanla meydana gelen değişikliklerle kendini göstermektedir.

Bu kapsamda yapılan akademik çalışmalar incelendiğinde, araştırmaların büyük ölçüde kauçuk takozların tasarımı ve kullanılan hammadde türleri üzerine yoğunlaştığı görülmektedir.

Kauçuklar üzerinde yapılan test metodu geliştirme çalışmasında, mevcutta kullanılan kauçuk ürünleri ile yeni tedarikçiden alınan farklı sertlik değerlerindeki kauçuk ürünlerine ömür ve dayanıklılık testleri uygulanmıştır. Ayrıca, özellikler arasındaki dengelemelere dikkat çekilerek, işleme özellikleri ve ürün performansı için en iyi dengenin nasıl bulunabileceği vurgulanmıştır. (Spetz, 1993)

Yapılan karşılaştırma çalışmasında, farklı sertlik değerlerindeki kauçuk ürünlerin mevcutta kullanılan kauçuk ürünlerin yerine kullanılabilirliği değerlendirilmiştir. Testler sırasında yay sabiti, Shore A sertlik ve boyutsal ölçümler alınmış; bu ölçüm sonuçları ile takozun yay sabiti değeri ile Shore A sertlik değeri arasında bir bağlantı olma ihtimali de incelenmiştir. (Studebaker ve Beatty, 1978)

Son zamanlarda sıvı florosilikon kauçuğun piyasaya sürülmesiyle, endüstride iki aşamalı bir değişim potansiyeli sunduğu belirtilmiştir. Florosilikon bileşenlerinin verimli şekilde enjeksiyonla kalıplanabilmesi sayesinde üretkenlikte artış olasılığı, üst kalıplamanın potansiyel diğer üretim faydalarıyla desteklenebilir. Bu özellik, malzemenin karakteristiklerini ve kalıplama ile sonraki üretim süreçlerine nasıl katkı sağlayabileceğini tartışmaktadır. (Choudhury vd, 1992)

Doğal kauçuk (NR) ve epoksitlenmiş doğal kauçuk (ENR), termoplastik patates nişastasının (TPS) potansiyel değiştiricileri olarak kullanılarak mekanik ve termal özellikler, su emilimi ve biyobozunurluk test edilip karşılaştırılmıştır. Çalışmada, kauçuk içeriği (özellikle ENR oranı) arttıkça malzemenin çekme dayanımının azaldığı, kopma uzamasının ise arttığı tespit edilmiş; ayrıca artan ENR içeriği ile birlikte malzemenin çeşitli özelliklerinde beklenmedik değişikliklerin meydana geldiği gözlemlenmiştir. (Cai vd, 2021)

Yapay ya da sentetik kauçuk (CR)'un, 2-klor bütadienin polimerizasyonu ile oluştuğu belirtilmiş; CR hammaddeli kauçukların iyi mekanik özelliklere sahip olduğu ifade edilmiştir. Bu malzemenin, kopma dayanımı, aşınma direnci ve esneme dayanımının yüksek olduğu vurgulanmıştır. (Soyubol, 2006)

Döküm alanında yapılan çalışmada ise, kauçuk ürünlerin ana malzeme özelliklerini test etmenin hızlı ve esnek bir yolunu inceleyen bir yaklaşım benimsenmiştir. Bu çalışmada, çekme veya basma testleri gibi zaman alıcı ve büyük miktarda malzeme gerektiren standart testler yerine, döküm işlemi sırasında kauçuk malzemelerin özelliklerini karakterize etmek için birleşik sayısal ve deneysel bir yöntem kullanılmıştır. (Studebaker ve Beatty, 1978)

Çok sık kullanılmayan dinamik indentasyon testi yönteminin ele alındığı çalışmada, kauçuk malzemeleri incelemek için dinamik bir girinti testi uygulama olasılığı değerlendirilmiştir. Deneysel ve teorik hız, kuvvet ve girinti sürecindeki penetrasyon eğrileri, farklı sertlikteki kauçuklar için karşılaştırılmış; Shore sertliği ile rijitlik katsayısı "c" arasında yarı ampirik bir ilişki türetilmiştir. (Spetz, 1993)

Grafit bazlı kauçuk kompozitlerin gelişimi ve bunların takviye dolgu maddeleri olarak yaygın olarak kullanıldığı endüstriyel uygulamalar incelenmiştir. Grafitin, kauçuk için oldukça etkili bir iyileştirme sağlayabilen takviye dolgu maddesi olarak kullanılabileceği belirtilmiştir. Numune sertliği ile dolgu maddesi konsantrasyonu arasında doğrusal bir ilişki olduğu, geleneksel sertlik ölçüm teknikleriyle gösterilmiş ve LIBS tekniğiyle de doğrulanmıştır. (Brown, 1979)

Farklı polimerleri harmanlama teknolojisini ele alan kitapta, ana bileşenlerin oranının karışımın özelliklerini belirlediği; yumuşak bir kauçuğun (termoplastik elastomer) yüksek elastikiyetinden, sertleştirilmiş bir plastiğin (kauçuk modifiye termoplastikler) darbe direncine kadar çeşitli karışımların elde edilebileceğinden bahsedilmiştir. Hem termoplastik elastomerlerin hem de sertleştirilmiş plastiklerin, sert ve yumuşak fazlardan oluşan çok fazlı polimer sistemleri olduğu belirtilmiştir. (Islam vd, 2022)

TEST YÖNTEM VE METHODU (Test Method and Procedure)

Firmamızda yapılan test çalışmaları için JIS K 6262 Standardı uygulanmaktadır. Mevcut (tedarikçi 1) ve lokal (tedarikçi 2) sönümleme takozu numuneleri arasındaki değerlendirme, bu standart referans alınarak aşağıda belirtilen koşullar altında gerçekleştirilmiştir.

Kauçuk numunelerinin gerçek uygulamadaki montaj şartlarını simüle etmek amacıyla oda sıcaklığında bir deneysel çalışma yapılmıştır. Burada inceleyeceğimiz üç kauçuk numune, statik yük (kompresör ağırlığı) altında test edilmiştir. İlk çalışmada NR hammaddeli kauçuk numunelere 720 saat boyunca statik yük uygulanır ve bu süre bitiminde statik yük durdurulur. Daha sonra standart gereği bir saat oda sıcaklığında bekletilerek ölçüm prosesleri başlatılmıştır. Numunelerin oda sıcaklığında bekletildikten sonra sırayla sertlik, yay sabiti ve yükseklik ölçümleri alınmıştır. İkinci çalışmada ise benzer işlemler ölçüm sıklığı arttırılarak her 360 saatte bir yapılmıştır.

İlk çalışmada yer alan kauçuk takozun plastik deformasyonu, sertliği ve yay sabiti 2440 saat sonrasında değerlendirildi. İkinci çalışmada yer alan

kauçuk takozlar 3000 saat sonrasında değerlendirildi. En son yapılan çalışmada ise aynı geometrik şekle sahip NR hammaddeli kauçuk takozlar, CR hammaddeli kauçuk takozlar ile karşılaştırıldı. Bu karşılaştırma işlemi her 360 saatte bir ölçüm alınarak malzemelerin yay sabiti ve shore değerleri kontrol edildi. 1080 saatin sonunda ise değerlendirme işlemi tamamlandı.



Şekil 1 – NR hammaddeli girintili geometriye sahip kauçuk



Şekil 2 – CR hammaddeli düz geometriye sahip kauçuk

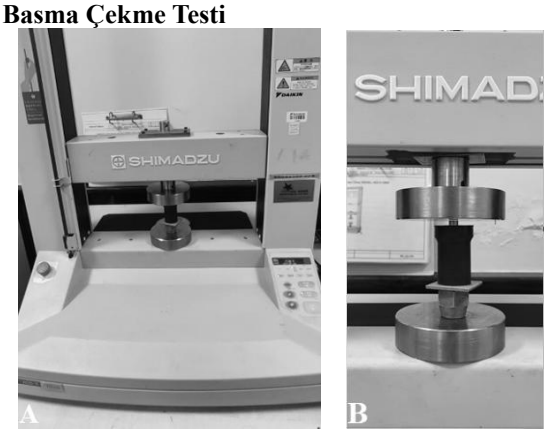


Şekil 3 – NR hammaddeli düz geometriye sahip kauçuk

Bu farklı çalışmalar içerisinde yer alan kauçuk takozların, 3 farklı parametre kontrolü ile zamana bağlı değişimleri incelenmiştir.

Test esnasında**,** kumpas , çekme basma test cihazı, kalibreli tek eksen ölçüm cihazı, shoremetre ve thermometre kullanılmıştır. Bu süreçte yapılan çalışmalara ait detaylar aşağıda açıklanmıştır.

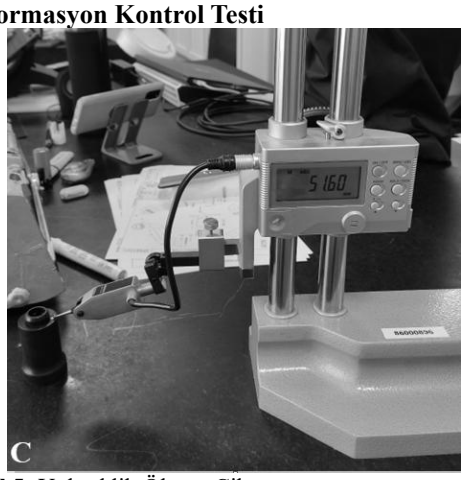
Basma Çekme Testi



Şekil 4- Çekme Basma Test Cihazı

Shiamadzu AGX10KN Çekme-Basma test cihazı ile, her bir numune üzerine kompresörün numuneye uygulayabileceği maksimum yük kadar bir kuvvet uygulanarak basma testi altında parçanın yer değiştirme miktarları incelenmiştir. Belirli periyotlarla alınan ölçümlerde kauçuk parçasının zamana bağlı değişimleri kıyaslanmıştır. Bu işlem için kullanılan test cihazı için temel bileşenler yük hücresi, hareket mekanizması, test çeneleri, kontrol ünitesi ve gerekli yazılım sistemleridir. Bu ölçümler için ISO 75001, ASTM E4, DIN51221 standartları takip edilir.

Deformasyon Kontrol Testi



Şekil 5- Yükseklik Ölçüm Cihazı

Numunelerin belirli periyotlarla ölçüm için kompresör altından alınmış ve herhangi bir yüke maruz bırakılmadan kompresörün uygulamış olduğu yük uygulanmadan önceki yükseklikleri ile yük uygulandıktan sonraki yükseklikleri karşılaştırılarak plastik deformasyonu incelenmiştir. Bu ölçümler için mihengir olarak da bilinen yükseklik ölçüm cihazı ile yapılmıştır. Bu cihaz sabit bir referans belirtilerek (0 noktası) ölçülmek istenilen yüksekliğin belirlenen referans noktası ile arasındaki ölçümü dijital olarak gösterir. Bu ölçümler için ISO13225 ve DIN 862 standartları takip edilir.

Sertlik Testi



Şekil 6- Sertlik Ölçüm Cihazı

Sertlik ölçümleri Tronic PD800 Shore A model olan ve shoremetre olarak isimlendirilen sertlik ölçüm cihazıyla konrol edilmiştir.. Bu ölçümler için JIS K6253 standardı takip edilmiştir. Numunelerin belirli periyotlarda kontrol edilen sertlik ölçümleri bu cihaz ile şekil 6 da gösterildiği şekilde ve her bir numune için 6 farklı noktadan ölçülmüştür.

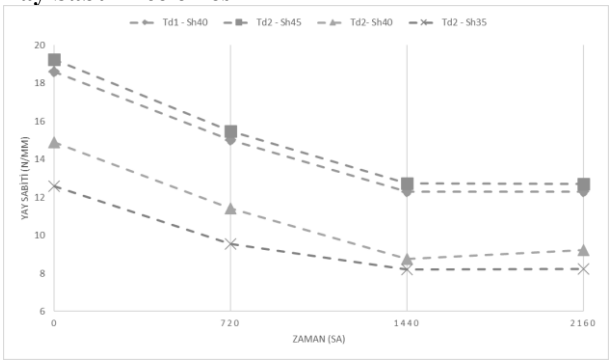


Şekil 7- Test Düzeneği

SONUÇLAR (Conclusions)

NR Hammaddeli Girintili Geometrik Yapıya Sahip Kauçuğun İncelenmesi

Yay Sabti İncelemesi



Grafik 1- NR Hammaddeli Kauçuğun Yay Sabiti/Zaman Grafiği

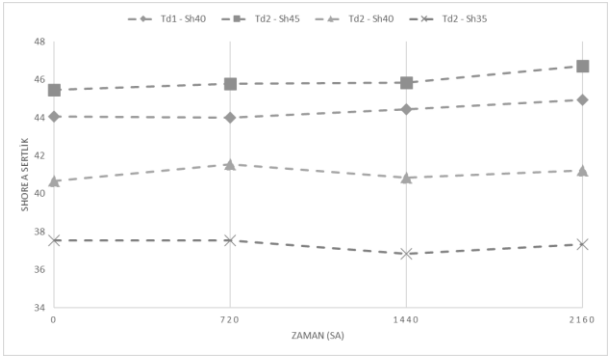
Td1: Tedarikçi 1; Td2: Tedarikçi 2; Sh: Shore

3 farklı sertlikteki mevcut numuneler ve lokal numunelerin yay sabiti ölçümleri, ölçüm aralıklarına göre farklı renklerle grafik 1 de verilmiştir. Grafik 1 incelendiğinde ilk ölçümün ardından sonraki iki ölçümde yay sabiti değerlerinin düştüğü ve dördüncü ölçümde hemen hemen durağan hale geldiği görülmektedir. Gözlenen bu düşme eğiminin plastik deformasyondan kaynaklanmış olması muhtemeldir. Kauçuğun kimyasal yapısında çapraz bağlanma kalıp üretimi sırasında tam olarak tamamlanamayabilir ve özellikle post-kür (son kür) aşamasında da devam edebilir; bu durum, çapraz bağ yoğunluğunun üretim sonrası dönemde dahi artış gösterebileceğini bilimsel olarak desteklemektedir. (vgl. 2024, Polymer Bulletin).

Testte referans olarak kullanılan tüm numunelerin benzer bir performans düşüşü göstermesi, gözlemlenen eğilimin genel ve sistematik olduğunu ortaya koymakta; bu durum, elde edilen sonuçların geçerliliğini ve karşılaştırmalı analiz açısından uygunluğunu desteklemektedir.

Ayrıca sertlik arttıkça yay sabiti değerlerinin arttığı da grafik 1 de görülebilmektedir. mevcut ürünün değerleri incelendiğinde Shore 45 sertlik değerlerine sahip lokal numunelerin hemen hemen benzer olduğu dikkat çekti.

Sertlik İncelemesi



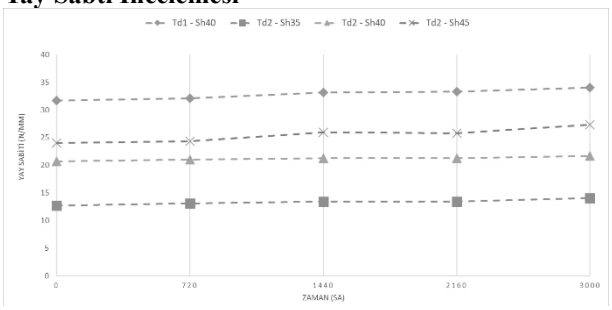
Grafik 2- NR Hammaddeli Kauçuğun Shore/Zaman Grafiği

Td1: Tedarikçi 1; Td2: Tedarikçi 2; Sh: Shore

40 ve 45 Shore A sertliğine sahip 3 farklı lokal numunenin mevcut ürün ile birlikte 720 saat aralıklarla sertlik ölçümleri Grafik 2 de verilmiştir. Dört ölçüm sonucu incelendiğinde 2160 saat boyunca sertlik değerlerinde maksimum 1-2 Shore farkı gözlenmiştir. Bu farkın sıcaklık ve nem gibi dış etkenlerden kaynaklanabileceği gibi, ölçümlerde kabul edilebilir sınırlardaki hatalar da olabilir.

CR Hammaddeli Düz Geometrik Yapıya Sahip Kauçuğun İncelenmesi

Yay Sabti İncelemesi

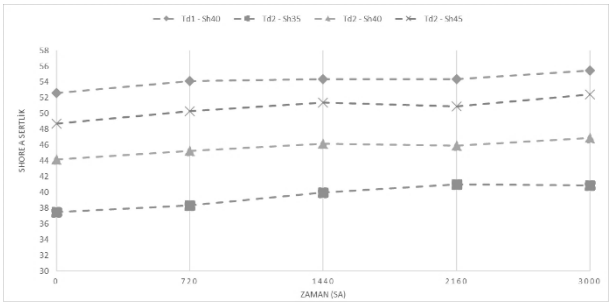


Grafik 3- CR Hammaddeli Kauçuğun Yay Sabiti/Zaman Grafiği

Td1: Tedarikçi 1; Td2: Tedarikçi 2; Sh: Shore

CR malzemeleri ve bir önceki deneyden farklı geometriye sahip 3 farklı sertlikteki lokal numuneler ve mevcut numunelerin yay sabiti ölçümleri, ölçüm aralıklarına göre farklı renklerle grafik 3 de verilmiştir. Her bir numune ilk yüklemeden sonraki alınan yay sabitinde artış gözlemlenmiştir. Bu artışlar numunenin sahip olduğu sertlik değeriyle doğru orantılı olmakla birlikte sertlik ne kadar fazlaysa, yay sabiti artışı da diğer numunelere kıyasla daha fazladır. İncelemeye alınan numuneler arasında 35 Shore değerine sahip numuneler deki yay sabiti artışı 3000 saat sonrasında 1–1,5 N/mm iken, 45 Shore değerine sahip numunelerin yay sabiti artışı 3000 saat sonrasında 3–3,5 N/mm civarındadır. Gerçekleştirilen test sonucunda, tüm kauçuk malzemelerin benzer grafiği göstermesi durumundan kaynaklı değerlendirme açısından test sonucu geçerli olarak değerlendirmiştir.

Sertlik İncelemesi



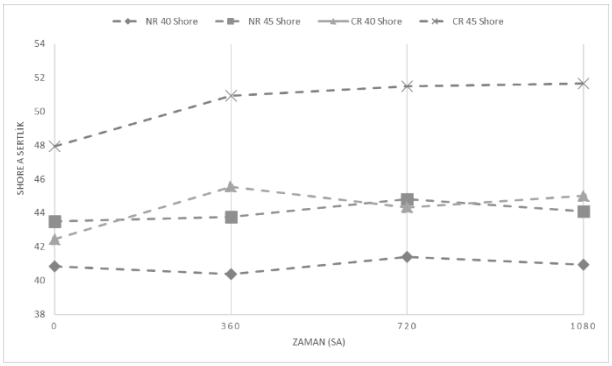
Grafik 4- CR Hammaddeli Kauçuğun Shore/Zaman Grafiği

Td1: Tedarikçi 1; Td2: Tedarikçi 2; Sh: Shore

Farklı Shore değerlerine sahip CR hammaddeli kauçukların zaman içerisindeki sertlik değişimleri Grafik 4'te verilmiştir. Bu değişimler incelendiğinde, tüm numunelerin ilk yüklemeden itibaren artış eğilimi gösterdiği görülebilmektedir. 3000 saatin sonunda alınan ölçümler, testin başlangıcında alınan ölçümlerle karşılaştırıldığında, malzemelerin 3–4 Shore biriminde artış gösterdiği söylenebilir. Grafik içerisindeki iniş ve çıkışların, NR hammaddeli kauçuklarda yapılan testlerde olduğu gibi, sıcaklık ve nem gibi dış etkenlerden kaynaklanabileceği gibi; ölçümler sırasında kabul edilebilir düzeydeki hatalardan da kaynaklanabileceği değerlendirilmektedir.

Düz Geometrik Yapıya Sahip Kauçukların Malzeme Cinsine Göre Karşılaştırılması

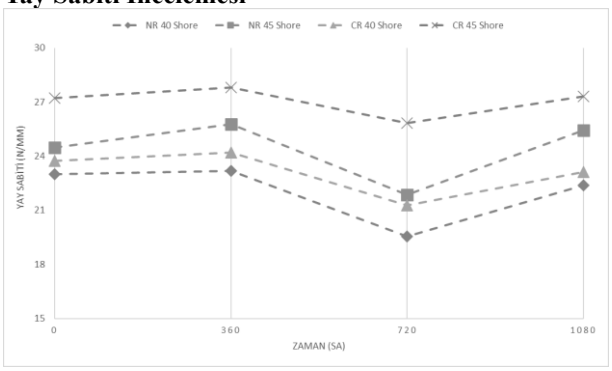
Sertlik İncelemesi



Grafik 5 - Aynı Geometrik Yapıya Sahip 40-45 Shore Değerindeki Kauçukların Shore/Zaman Grafiği

40 ve 45 Shore değerlerine sahip, aynı geometrik şekle sahip NR ve CR hammaddeli kauçuklar, aynı zaman diliminde teste tabi tutularak karşılaştırılmış ve alınan Shore ölçümleri Grafik 5'te gösterilmiştir. CR hammaddeli 40 ve 45 Shore değerine sahip kauçukların sertlik değerlerinin, ilk yüklemeden sonra zamanla belirli bir oranda artış gösterdiği gözlemlenmiştir. Öte yandan, NR hammaddeli ve aynı geometrik yapıya sahip 40 ve 45 Shore değerindeki kauçuk malzemelerin sertlik değerlerinde zamanla bir değişim olmadığı tespit edilmiştir. Bu durum sonucunda, Shore sertlik değerlerinin doğrudan malzemenin hammaddesiyle ilişkili olduğu çıkarımı yapılabilir..

Yay Sabiti İncelemesi



Grafik 6- Aynı Geometik Yapıya Sahip 40-45 Shore Değerindeki Kauçukların Yay Sabiti/Zaman Grafiği

40 ve 45 Shore sertliğine sahip, aynı geometrik şekle sahip NR ve CR hammaddeli kauçuk numuneler, aynı zaman diliminde teste tabi tutulmuş ve elde edilen yay sabiti ölçümleri Grafik 6'da gösterilmiştir. Yapılan ölçümler sonucunda, farklı hammaddelere sahip bu iki kauçuk türünün zaman içerisindeki davranışlarının benzer bir eğilim sergilediği gözlemlenmiştir. Shore sertlik değerleri arasında belirgin bir fark bulunmasına rağmen, bu farkın yay sabiti değişimleri üzerinde kayda değer bir etkisi olmadığı görülmüştür. Bu durum, yay sabiti değerlerinin esas olarak malzemenin geometrik özellikleriyle ilişkili olduğu sonucunu desteklemektedir.

Sonuç

Tablo 1 – NR hammaddeli kauçuğun ilk ve son ölçüm karşılaştırma tablosu

		Tedarikçi 1 (Shore 40)			Tedarikçi 2 (Shore 45)			Tedarikçi 2 (Shore 40)			Tedarikçi 2 (Shore 35)		
		N1	N2	N3	N1	N2	N3	N1	N2	N3	N1	N2	N3
Yay Sabiti (kgf/mm)	Başlangıç	1,82	2,1	1,77	1,87	1,99	2,02	1,51	1,53	1,51	1,29	1,25	1,31
	2160 saat	1,22	1,4	1,14	1,25	1,3	1,34	0,94	0,96	0,91	0,87	0,83	0,82
	$\frac{\text{2160 saat}}{\text{Başlangıç}}$(%)	32,97%	33,33%	35,59%	33,16%	34,67%	33,66%	37,75%	37,25%	39,74%	32,56%	33,60%	37,40%
Shore A sertlik	Başlangıç	44	45	43,17	44,67	46,17	45,5	40,33	41	40,67	37,67	37,5	37,5
	2160 saat	44,67	46	44,17	45,83	47,17	47,17	42,17	41	40,5	37,33	37,5	37,17
	$\frac{\text{2160 saat}}{\text{Başlangıç}}$(%)	-1,52%	-2,22%	-2,32%	-2,60%	-2,17%	-3,67%	-4,56%	0,00%	0,42%	0,90%	0,00%	0,88%

Test sonuçlarından bazı çıkarımlar:

I. Yay sabiti sonuçları incelendiğinde, tüm numunelerin ilk ve son ölçümleri arasında azalma olduğu gözlemlenmiştir.

II. Mevcut ve lokal ürünlerde elde edilen ölçüm sonuçlarına göre hazırlanan grafik incelendiğinde, benzer eğilimlerin ortaya çıktığı görülmüştür.

III. Shore 45 sertliğine sahip numunelerde, ilk ve son ölçüm yay sabiti farkı; Shore 40 sertliğine sahip numunelere kıyasla daha azdır.

IV. Shore 35 sertliğindeki numunenin ilk ve son ölçümleri arasındaki yay sabiti farkı, Shore 40 sertliğindeki numuneye göre daha düşüktür.

V. Shore A sertlik ölçüm sonuçlarında, ilk ve son ölçümler arasında maksimum %4,5 oranında değişim tespit edilmiştir.

Tablo 2 – CR hammaddeli kauçuğun ilk ve son ölçüm karşılaştırma tablosu

		Tedarikçi 1 (Shore 40)			Tedarikçi 2 (Shore 45)			Tedarikçi 2 (Shore 40)			Tedarikçi 2 (Shore 35)		
		N1	N2	N3	N1	N2	N3	N1	N2	N3	N1	N2	N3
Yay Sabiti (kgf/mm)	Başlangıç	31,05	32,5	31,52	28,04	22,14	21,87	20,56	20,68	20,97	12,08	12,72	13,27
	3000 saat	33,33	35,5	33,24	30,32	26,61	25,95	21,71	21,71	22,13	13,68	14,2	14,62
	$\frac{\text{3000 saat}}{\text{Başlangıç}}$(%)	7,34%	9,23%	5,46%	8,13%	20,19%	18,66%	5,59%	4,98%	5,53%	13,25%	11,64%	10,17%
Shore A sertlik	Başlangıç	51,53	53,83	52,5	51	47,83	47,33	43,83	44,17	44,5	37,5	38,17	36,83
	3000 saat	54,33	54,17	55	53,5	51,67	52	46,5	46,5	47,83	39,83	40,67	41
	$\frac{\text{3000 saat}}{\text{Başlangıç}}$(%)	5,43%	0,63%	4,76%	4,90%	8,03%	9,87%	6,09%	5,28%	7,48%	6,21%	6,55%	11,32%

Test sonuçlarından bazı çıkarımlar:

I. Tüm numunelerin ilk ve son ölçümleri incelendiğinde, yay sabiti değerlerinde artış olduğu görülmüştür. Bu artış, numunelerin sertlik değerlerinde de gözlemlenmiştir.

II. Doğal kauçuk ile yapay kauçuğun karşılaştırıldığı çalışmadan elde edilen bulgulara göre, yay sabiti değerlerinin parçaların geometrik şekliyle doğrudan ilişkili olduğu sonucuna varılmıştır. Parçaların sertlik değerlerinin ise kauçuğun hammaddesi ile bağlantılı olduğu anlaşılmıştır.

III. Kauçukların sertlik değerleri, tüm numunelerde genel olarak ilk statik yüklemeden sonra %6 ile %8 arasında artış göstermiştir.

IV. Kauçukların yay sabiti değerleri ise sertlik değerlerine göre farklı oranlarda artış sergilemiştir. 35 Shore sertlik değerine sahip numunelerde yay sabiti artış oranı yaklaşık %12 olarak hesaplanmıştır. 40 Shore sertlik değerine sahip numunelerde bu oran yaklaşık %5 iken, 45 Shore sertlik değerine sahip numunelerde ise artış oranı yaklaşık %7 olarak belirlenmiştir.

TARTIŞMA ve ÖNERİLER (Discussion and Recommendations)

Bu çalışma kapsamında klimanın temel ve ekonomik değeri en yüksek bileşenlerinden olan kompresörün alt şaseye sabitlenmesi için kullanılan farklı geometrik yapılarda ve farklı hammaddeye sahip sönümleme kauçuklarının statik yük altında zamana bağlı değişimi deneysel olarak incelenmiştir. Gerçekleştirilen inceleme sonuçlarına göre geometrik yapının kauçuk üzerinde direkt olarak zamana bağlı spring constant değişimine etki ettiği ve kauçuğun hammaddesinin de zamana bağlı sertlik değişimine etki ettiği çıkarımı yapılmıştır.

*Değerlendirme mevcut numune sonuçlarına göre yapılmıştır. Mevcut numuneyi lokal numune sonuçlarıyla karşılaştırırken, aynı eğri grafiklerde gözlemlenmiştir. Nr hammaddeye sahip kauçuklar için Shore 45 sertliğine sahip lokal numunenin yay sabiti ilk ve son ölçüm değişimi, mevcut numunenin değişim farkından ortalama %0,2 daha azdır. Cr hammaddeye sahip kauçuklar için ise Shore 40 sertliğine sahip lokal numunenin yay sabiti ilk ve son ölçüm değişimi, mevcut numunenin değişim farkından ortalama %1,97 daha azdır. Bu değişimin kauçukların sahip oldukları kimyasal bileşimden kaynaklandığı öngörülmüştür.

*Nr hammaddeli kauçuklar için yay sabitinin ilk ölçüm sonuçları incelendiğinde Shore A sertliği azaldıkça yay sabiti sonuçlarının sertlikle benzer oranda azaldığı görülmektedir. Yay sabiti son ölçüm sonuçları incelendiğinde Shore 40 sertliğinde numunelerin ilk ve son ölçüm farklarının daha fazla

olduğu görülmüştür. Ancak Cr hammaddeli kauçuklar için yay sabiti değerlerinin sertlik değerleriyle bir ilgisi olmadığı görülebilmektedir. Bu durum nedeniyle yay sabitindeki değişimi doğrudan sertlik ile karşılaştırmak mümkün değildir. Değişim etkisi ihmal edilebilir seviyededir (<0,05%).

*Nr hammaddeli kauçuklarda Shore A sertliğinin ilk ve son ölçümleri arasındaki farklar incelendiğinde mevcut numunede %2,02, lokal Shore 45 sertliğine sahip numunede ise %2,81 artış gözlemlendi. Cr hammaddeli kauçuklarda Shore A sertliğinin ilk ve son ölçümleri arasındaki farklar incelendiğinde mevcut numunede %3,61 , lokal Shore 40 sertliğine sahip numune de ise %6,28 artış elde edilmiştir. Bu duruma etki eden temel faktörler kauçuğun hammaddesi, sahip oldukları kimyasal bileşimler ve sertlik değerleri arasındaki farktan kaynaklandığı öngörülmektedir.

Yorum:

Çalışmalarda elde edilen yay sabitinin ilk ve son ölçümü arasında gözlenen farklılıklar, kauçuğun geometrik şekliyle ilişkili olarak birkaç faktöre dayanıyor olabilir. İlk olarak, dayanıklılık testinin üç aydan fazla sürmesi, ortam koşullarındaki değişikliklere, özellikle hava sıcaklığı ve nemdeki farklılıklara bağlı olarak ürünlerin bu değişimlere kısmen maruz kalmasına yol açabilir. Test süresince, kauçuk malzemeler kompresörün ağırlığı altında kaldığından, plastik deformasyonun meydana gelmesi de olasıdır. Diğer bir etken ise kauçuğun kimyasal yapısındaki özelliklerden kaynaklanmaktadır. Üretim sürecinde çapraz bağlama işleminin tamamlanmamış olması, zamanla bu çapraz bağlı yapının kararlı hale gelmesine neden olabilir.

Literatür Taraması (References)

Bassi A.C. , Casa F. , Mendichi R. Shore A hardness and thickness Polymer Testing, 7 (1987), doi.org/10.1016/0142-9418(87)90030-4

Brown R.P. Physical Testing of Rubbers Applied Science Publishers, London (1979), p. 120

Cai Z., Čadek D., Šmejkalová P., Kadeřábková A., Nová M., Kuta A. The modification of properties of thermoplastic starch materials: Combining potato starch with natural rubber and epoxidized natural rubber Materialstoday, 26 (2021), doi.org/10.1016/j.mtcomm.2020.101912

Chatzistergos P.E., Allan D., Chockalingam N., Naemi R. Shore hardness is a more representative measurement of bulk tissue biomechanics than of skin biomechanics. Med Eng Phys, 105 (2022), 10.1016/j.medengphy.2022.103816

Choudhury N. R., Bhowmick A. K., De S.K. Thermoplastic Natural Rubber Developments in Crop Science (1992), Pages 518-541

Dawir M. Sealing in the automotive industry with liquid fluoro-silicone elastomers Sealing Technology,Volume (2008), Pages 10-14

Dick J. S. Rubber Technology, Compounding and Testing for Performance Hanser Publications (2020), Pages I, III-V, VII, IX-XXXI

El Faham M. M., Alnozahy A. M., Ashmawy A. Comparative study of LIBS and mechanically evaluated hardness of *graphite/ rubber* composites Materials Chemistry and Physics, 207 (2018) p.30-35, doi.org/10.1016/j.matchemphys.2017.12.036

El Faham M. M., Alnozahy A. M., Ashmawy A. Comparative study of LIBS and mechanically evaluated hardness of *graphite/ rubber* composites Materials Chemistry and Physics, 207 (2018) p.30-35, doi.org/10.1016/j.matchemphys.2017.12.036

Islam M. M., Li J., Wu Y., Roychand R., Saberian M.Design and strength optimization method for the production of structural lightweight concrete: An experimental investigation for the complete replacement of conventional coarse aggregates by waste rubber particles Resources, Conservation and Recycling 184, (2022), https://doi.org/10.1016/j.resconrec.2022.106390

Kaul S. Modeling and Analysis of Passive Vibration Isolation Systems Elsevier (2021), Pages 1-26

Pöschl M., Sathi S.G., Stoček R. A chemical interpretation for the post-reversion upturn in the natural rubber/accelerated sulfur system based on the viscoelastic properties and cross-link density measurements (2024), Pages 1-21

Soyubol B. Elastromerlerin Statik ve Dinamik Özelliklerinin İncellenmesi Uludağ Üniversitesi, Yüksek Lisans Tezi (2006), Page 24

Studebaker M.L., Beatty J.R. The Rubber Compound and Its Composition Sience and Technology of Rubber, (1978) p.367-418, doi.org/10.1016/B978-0-12-234360-5.50014-6

Spetz G. Improving precision of rubber test method Poly. Test. (1993), p.351-378, doi.org/10.1016/0142-9418(93)90040-V

Vriend N. M., Kren A. P. Determination of the viscoelastic properties of elastomeric materials by the dynamic indentation method Polymer Testing, 23 (2004), p.369-375 doi.org/10.1016/j.polymertesting.2003.10.006

Zhao H., Allanson D., Ren X.J. Use of shore hardness tests for in-process properties estimation /monitoring of silicone rubbers J Mater Sci Chem Eng, 3 (2015), pp. 142-147

PCM ENTEGRELİ TUBERKÜL KANATÇIKLI VE LALE ŞEKİLLİ KANAL DİZİLİMLİ SOĞUTMA PLAKASIYLA BATARYA MODÜLLERİNDE YENİLİKÇİ TERMAL YÖNETİM

Furkan DİLBAZ[1], Fatih SELİMEFENDİGİL[2,]
[1]Numesys İleri Mühendislik A.Ş., Ankara, Türkiye
[2]Manisa Celal Bayar Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü, Manisa, Türkiye,
furkan.dilbaz@numesys.com.tr, fatih.selimefendigil@cbu.edu.tr

Özet: Lityum iyon bataryaların deşarjı sırasında gözlemlenen sıcaklık ve sıcaklık dağılımı, bataryaların etkin bir performans gösterebilmeleri için önemli iki parametredir. Bu çalışma, serpantin kanal yapısı ve lale bitkisinin geometrik şekline benzeyen bir kanal dizilimine sahip iki farklı sıvı soğutmalı batarya termal yönetim sisteminin (BTYS) ve sıcaklık dağılımını iyileştirebilmek amacıyla soğutma plakasının üzerine entegre edilen ve içerisinde faz değiştiren malzeme (FDM) barındıran kanatçıklı BTYS'nin ısıl performansları sayısal olarak incelenmektedir. Bataryanın elektrokimyasal reaksiyonlardan kaynaklanan ısı üretimi ve sıcaklık dağılımı Newman P2D modeli kullanılarak hesaplanmaktadır. Çalışma sıvısı %2 hacimce katı partikül oranına sahip Al_2O_3 – su nanoakışkandır. Çalışma sıvısının etkinliği 250, 500 ve 1000 olmak üzere üç farklı Reynolds sayısında araştırılmaktadır.
Anahtar kelimeler: Batarya Termal Yönetim, Nanokışkan, FDM, Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD), Lityum-İyon Batarya.

Abstract: The temperature and temperature distribution observed during the discharge of lithium-ion batteries are two critical parameters for achieving optimal performance. This study numerically investigates the thermal performances of two different liquid-cooled battery thermal management systems (BTMS) with serpentine channel structure and a channel arrangement resembling the geometric shape of a tulip. Additionally, the study examines a finned BTMS integrated with a cooling plate containing phase change material (PCM) to improve temperature distribution. The heat generation and temperature distribution caused by the electrochemical reactions of the battery are calculated using the Newman P2D model. The working fluid is an Al2O3-water nanofluid with a solid particle volume fraction of 2%. The effectiveness of the working fluid is investigated at three different Reynolds numbers: 250, 500, and 1000.
Keywords: Battery Thermal Management, Nanofluid, FDM, Computational Fluid Dynamics (CFD), Lithium-Ion Battery

GİRİŞ

Günümüzde elektrikli araçların yaygınlaşması ile beraber lityum iyon bataryalar ulaşım sektöründe kritik bir rol üstlenmiştir. Lityum iyon bataryaların sahip olduğu yüksek güç ve enerji yoğunluğu, düşük kendi kendine deşarj oranları ve uzun çevrim ömürleri sayesinde enerji depolama ve sürdürülebilir ulaşımın temelini oluşturmaktadır. Ancak, bataryaların çalışması sırasında gerçekleşen kimyasal reaksiyonlardan kaynaklı oluşan ısı kontrol edilemezse, sistem performansını, ömrünü ve güvenliğini etkilemektedir. Yüksek sıcaklıklarda uzun süreli çalışma durumunda, lityum iyon bataryalar kapasite kaybına uğrar ve elektrot/elektrolit arayüzünde (SEI) meydana gelen arayüz tabakasının büyümesi, lityum ayrılması ve çökelmesi gibi reaksiyonlardan dolayı yaşlanma mekanizmaları hız kazanarak bataryanın çevrim ömrünün azalmasına neden olur [1].

Daha yüksek sıcaklıklar performans göstermesi durumunda ise bataryanın iç ısısının artması ile beraber elektrotların, elektrolitin ve katı-elektrolit arayüzenin (SEI) ayrışma reaksiyonları gibi ekzotermik reaksiyonlar ile batarya bileşenleri yapısal deformasyona uğrar. Bu durum bataryanın alev alması ve hatta patlaması ile sonuçlanabilecek ciddi güvenlik açıklarına neden olur [2,3,4]. Bu nedenle, bataryaların şarj/deşarj sürecinde verimli bir şekilde çalışabilmelerini sağlamak için sıcaklığın kontrol edilmesi oldukça hayatidir. Bu bağlamda, hava ile soğutma, sıvı ile soğutma, faz değiştiren malzemeler ile soğutma, ısı boruları ve hibrit soğutma teknikleri sıcaklık kontrolü için sıklıkla kullanılan termal yönetim sistemleridir [5, 6, 7]. Zhang ve arkadaşlarının [8] yapmış olduğu çalışmada, hava soğutmalı batarya termal yönetim sisteminin (BTYS), farklı paralel akış konfigürasyonlarında etkinliğini belirleyebilmek amacı ile zamana bağlı ısı transferi modeli geliştirmişlerdir. Maksimum sıcaklık ve sıcaklık farkının deneysel veriye kıyasla 1.5 K'den daha az olduğunu belirtmişlerdir. Monika ve arkadaşlarının [9] yapmış olduğu çalışmada kese tipi lityum iyon bataryalar için mini kanallara sahip bir soğutma plakası tasarlanmıştır. Kanal sayısı, genişliği, soğutucu tipi, akış debisi, sıcaklık ve deşarj hızı gibi parametreler dikkate alınarak mini kanallı soğutma plakasının etkinliğini nümerik olarak araştırmışlardır. Çalışma sonucunda 6mm genişliğe sahip 5 kanallı soğutma plakasının 25 °C su ve 3×10^{-3} kg/s debiye sahip sistemin batarya modülünü optimum çalışma sıcaklık aralığında tuttuğunu göstermişlerdir. Lloyd ve Akrami [10] yapmış oldukları çalışmada, lityum iyon bataryaların termal yöntemi için lineer kanal (LCD) ve helisel kanal (HCD) olmak üzere iki farklı kanal tasarımı gerçekleştirdiler. Tasarladıkları LCD ve HCD kanal tasarımlarının karşılaştırmalı termal performansları nümerik olarak araştırdılar. Sonuç olarak

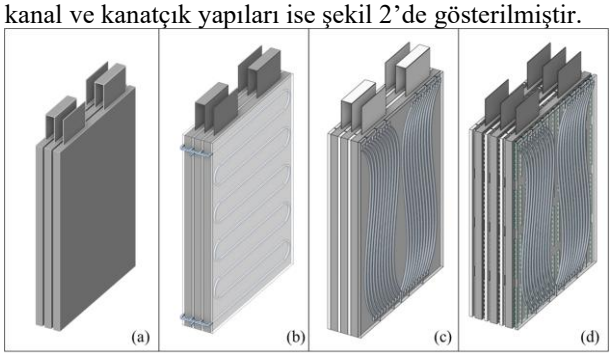
$7.5x10^{-5}$ akış debisine sahip LCD modeli maksimum sıcaklığın azaltılması ve homojen bir sıcaklık dağılımının sağlanması açısından HCD modeline göre daha başarılı olduğunu belirlediler. Sun ve arkadaşlarının [11] yapmış oldukları çalışmada, faz değiştiren malzemelerin (FDM) düşük termal iletkenliklerinin iyileştirilmesi ve termal yönetim etkinliğinin iyileştirilmesi için kanatçık yapılarının FDM içerisinde kullanmışlardır. Yapmış oldukları deneysel çalışmalar kanatçıklı FDM sisteminin saf FDM sistemine kıyasla bataryanın çalışma süresini %54-90 oranında uzattığını gösterdiler. Radyal mesafe, yay kanatçık uzunluğu ve farklı ortam sıcaklık koşullarının batarya sıcaklığı üzerindeki etkisini nümerik olarak incelediler. 20 ◦C, 30 ◦C ve 40 ◦C ortam sıcaklıklarında FDM-kanatçık tasarımının FDM modeline kıyasla batarya çalışma süresini sırasıyla %157, %189 ve %238 oranında iyileştirdiğini gösterdiler. Ren ve arkadaşlarının [12] yapmış olduğu çalışmada, lityum iyon bataryanın deşarjı sırasındaki sıcaklığın kontrol edilmesi amacıyla FDM ve tek duvarlı karbon nanotüp (SWCNT) içeren nano-FDM kullanımını araştırmışlardır. Hesaplamalı akışkanlar dinamiği (HAD) kullanılarak yapılan çalışmada üç farklı deşarj hızı, farklı FDM türleri (RT27, RT35, RT58) ve farklı SWCNT hacim oranlarında termal yönetimin etkisi incelenmiştir.

Sonuç olarak, nano-FDM'nin ani akım koşullarında lityum-iyon bataryaların soğutulmasında etkili termal yönetim stratejisi olduğunu göstermektedir. Zhang ve arkadaşlarının [13] yapmış olduğu çalışmada, sıvı soğutma ile birleştirilmiş L-şekilli ısı borularına dayalı termal yönetim sisteminin termal etkinliği deneysel ve hesaplamalı akışkanlar dinamiği sayısal simülasyon çalışmaları ile belirlenmiştir. Zorlanmış hava ile soğutma, sıvı soğutma ve ısı borulu sıvı soğutma olmak üzere üç farklı termal yönetim stratejisinin performansı araştırılmıştır. Çalışma sonucunda ısı borulu sıvı soğutma sisteminin zorlanmış hava ile soğutmaya göre %30.16, sıvı soğutmaya göre %17.01 oranında maksimum sıcaklıkta iyileşme sağladığını belirtmişlerdir.

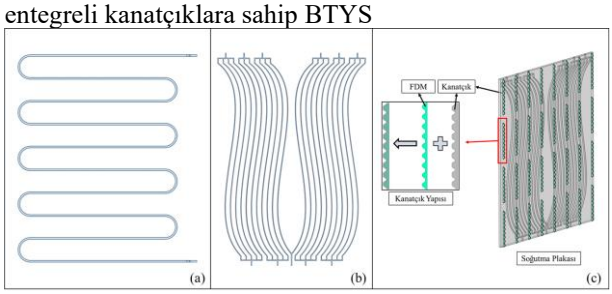
MATERYAL VE YÖNTEMLER

Problem tanımı

Lityum iyon bataryaların deşarjı sırasında gözlemlenen sıcaklık ve sıcaklık dağılımı, bataryaların etkin bir performans gösterebilmeleri için önemli iki parametredir. Bu çalışmada, serpantin kanal yapısı ve lale bitkisinin geometrik şeklinden esinlenerek tasarlan kanal dizilimine sahip iki farklı sıvı soğutmalı batarya termal yönetim sisteminin (BTYS) etkinliği sayısal olarak incelenmiştir. Ayrıca soğutma plakasının yüzey alanını arttırmak amacı ile dalgalı kanatçık yapısı kullanılmış ve soğutma plakasının termal davranışını iyileştirmek için kanatçık içerisine FDM entegre edilmiştir. Çalışmada, 20 Ah kapasiteye sahip lityum-manganez oksit (LMO) batarya hücresi kullanılmıştır. Batarya hücresinin boyutları 7.45x202x148 mm'dir. Elektrik aktarımını sağlayan terminallerin boyutları 0.5x29.05x43 mm olup, negatif terminal malzemesi bakır ve pozitif terminal malzemesi ise alüminyumdur. Ayrıca alüminyum baralar kullanılmış olup boyutları 10.45x0.5x43 mm'dir. Sıvı soğutmalı batarya termal yönetim sistemi için, boyutları 202x148x2.5 mm olan alüminyum soğutma plakasına serpantin kanal yapısı ve lale şeklinde kanal yapısı olmak üzere iki farklı kanal tasarımı uygulanmıştır. Serpantin kanal tasarımı, sıvının uzun bir yol alarak batarya hücresine soğutma sağladığı klasik bir yapıyı temsil ederken, lale şeklindeki kanal tasarımı ise sıvı akışını daha verimli yönlendirmeyi amaçlayan özgün bir geometriye sahiptir. Ayrıca soğutma plakasına alüminyum kanatçık entegrasyonu ve bu kanatçık yapısının FDM ile birleştirilmiştir. Bu çalışmada kullanılan geometrik modelleri şekil 1'de, kanal ve kanatçık yapıları ise şekil 2'de gösterilmiştir.



Şekil 1. Batarya modülü ve sıvı soğutmalı termal yönetim sistemleri; (a) Batarya modülü, (b) Serpantin kanallı BTYS, (c) Lale şekil kanallı BTYS, (d) FDM entegreli kanatçıklara sahip BTYS



Şekil 2. Sıvı soğutmalı termal yönetim sisteminde kullanılan kanal yapıları; (a) serpantin kanal, (b) Lale şekil kanal, (c) FDM entegreli kanatçık yapısı

MATEMATİKSEL MODELLER

Batarya Model Denklemleri

Batarya hücresindeki şarj/deşarj süreci boyunca meydana gelen elektrokimyasal reaksiyonlar sonucunda ısı üretimi gerçekleşir. Tek bir batarya hücresi tarafından üretilen ısı, genel enerji korunum denklemi (1) [9] ile aşağıdaki şekilde ifade edilir.

$$\frac{\partial}{\theta t}\left(\rho_b C_{p,b} T_b\right) = \nabla.\left(k_b \nabla T_b\right) + \dot{Q}_{gen} \quad (1)$$

Burada, $\dot{Q}_{gen}$ (W) elektrokimyasal reaksiyon tarafından üretilen ısıyı, T_b (K) hücredeki ortalama sıcaklığı, ρ_b ($kg.m^{-3}$) hücre boyunca yoğunluğu, $C_{p,b}$ ($J.kg^{-1}.K^{-1}$) özgül ısı kapasitesini ve k_b ($W.m^{-1}.K^{-1}$) anizotropik termal iletkenliği temsil eder.

Bataryanın ısı üretim hızı ($\dot{Q}_{gen}$), batarya hücresi içerisindeki 3 boyutlu sıcaklık dağılımına önemli katkıda bulunur. Bununla birlikte, bataryanın aktif bölgesi tarafından üretilen ısı temel olarak hücre içinde meydana gelen elektrokimyasal reaksiyonlardan ve akım geçişi nedeniyle oluşan hücre içi direncinden kaynaklanır. Bataryanın deşarjı sırasında çekirdek bölgesinde üretilen ısı denklem (2) ile ifade edilir [21]

$$\dot{Q}_{gen} = \dot{Q}_{ech} + \dot{Q}_j = \frac{1}{nF}(-T\Delta S) + I(E - V) \quad (2)$$

Burada, $\dot{Q}_{ech}$ elektrokimyasal reaksiyonlar tarafından üretilen ısıyı, $\dot{Q}_j$ hücre iç direnci tarafından üretilen Joule ısısını, ΔS entropi değişimini, F Faraday sabitini, n elektrokimyasal reaksiyonlardaki elektron sayısını, I pilden geçen akımı, V pilin çalışma gerilimini ve E açık devre gerilimini ifade eder.

Batarya hücre malzemelerinin termofiziksel özelliklerini hesaplamak için aşağıdaki korelasyonlardan yararlanılmıştır.

Tek bir hücrenin yoğunluğu ve özgül ısı kapasitesi, kullanılan malzemelerin niteliklerine göre denklem (3) ve (4)'de gösterildiği gibi hesaplanır [9].

$$\rho_b = \frac{\sum L_i * \rho_i}{\sum L_i} \quad (3)$$

$$c_{p,b} = \frac{\sum L_i * c_{pi}}{\sum L_i} \quad (4)$$

Batarya hücresinin kalınlığı küçük olduğundan dolayı sıcaklık dağılımının kalınlık yönünden ısı transferinin üniform olduğu kabul edilir. Bununla birlikte, hücre boyunca bataryanın ısıl iletkenliğinin anizotropik olduğu varsayılır. Yükseklik (y), genişlik (z) ve kalınlık (x) yönlerindeki ısıl iletkenlik denklem (5) ve (6)' deki gibi hesaplanır [9].

$$k_{T,y} = k_{T,z} = \frac{\sum L_i * k_{T,i}}{\sum L_i} \quad (5)$$

$$k_{T,\mathrm{x}} = \frac{\sum L_i}{\sum L_i / k_{T,i}} \quad (6)$$

Bu çalışma kapsamında batarya modeli olarak, gözenekli elektrot ve konsantre çözelti teorilerini kullanarak geliştirilen fizik tabanlı bir model olan Newman Pseudo-2D elektrokimyasal modeli kullanılmıştır. Elektrolit ve katı fazlarla ilgili Newman P2D modelinin korunum denklemleri Tablo 1'de özetlenmektedir.

Tablo 1. Newman P2D modelindeki yönetici denklemler [14, 15, 16]

Korunum Eşitlikleri		Sınır Şartları
Katı fazda kütle korunumu	$\frac{\partial \mathrm{c}_s}{\partial \mathrm{t}} = \frac{\mathrm{D_s}}{\mathrm{r}^2}\frac{\partial}{\partial \mathrm{r}}\left(\mathrm{r}^2\frac{\partial \mathrm{c_s}}{\partial \mathrm{r}}\right)$	$\left.\frac{\partial \mathrm{c_s}}{\partial \mathrm{t}}\right\|_{r=0} = 0,$ $-\mathrm{D_s}\left.\frac{\partial \mathrm{c_s}}{\partial \mathrm{t}}\right\|_{r=R_s} = \frac{j^{Li}}{a_s F}$
Elektrolitte kütle korunumu	$\frac{\partial(\varepsilon_e \mathrm{c}_e)}{\partial \mathrm{t}} = \frac{\partial}{\partial \mathrm{x}}\left(D_e^{eff}\frac{\partial \mathrm{c}_e}{\partial \mathrm{x}}\right) + \frac{1-t_+^o}{F}j^{Li}$	$\left.\frac{\partial \mathrm{c_e}}{\partial \mathrm{x}}\right\|_{x=0}, \left.\frac{\partial \mathrm{c_e}}{\partial \mathrm{x}}\right\|_{L_{hücre}=0}$
Katı fazda yük korunumu	$\frac{\partial}{\partial \mathrm{x}}\left(\sigma^{eff}\frac{\partial \phi_s}{\partial \mathrm{x}}\right) - j^{Li} = 0$	$\phi_s(0) = 0,$ $\phi_s(l_n + l_s + l_p) = \phi_+ - \phi_-,$ $\left.\frac{\partial \phi_s}{\partial \mathrm{x}}\right\|_{x=l_n} = \left.\frac{\partial \phi_s}{\partial \mathrm{x}}\right\|_{x=l_n+l_s} = 0$
Elektrolitte yük korunumu	$\frac{\partial}{\partial \mathrm{x}}\left(\kappa^{eff}\frac{\partial \phi_e}{\partial \mathrm{x}}\right) + \frac{\partial}{\partial \mathrm{x}}\left(\kappa_D^{eff}\frac{\partial \ln \mathrm{c}_e}{\partial \mathrm{x}}\right) + j^{Li} = 0$	$\left.\frac{\partial \phi_e}{\partial \mathrm{x}}\right\|_{x=l_n} = \left.\frac{\partial \phi_e}{\partial \mathrm{x}}\right\|_{x=l_n+l_s} = 0$
İfadeler	$j^{Li} = a_s i_0\left\{\exp\left[\frac{\alpha_a F}{RT}\eta\right] - \exp\left[\frac{\alpha_c F}{RT}\eta\right]\right\},$ $\eta = \phi_s - \phi_e + U,$ $i_0 = F k_m (c_e)^{\alpha_a}(c_{s,max} - c_{s,e})^{\alpha_a}(c_{s,e})^{\alpha_c}$	
Etkin özellikler	$D_e^{eff} = D_e \epsilon_\varepsilon^\beta,$ $\kappa^{eff} = \kappa \epsilon_\varepsilon^\beta$ $\kappa_D^{eff} = \frac{2RT\kappa^{eff}}{F}(t_+^o - 1)\left(1 + \frac{d\ln f_+}{d\ln c_e}\right),$ $\sigma^{eff} = \sigma\epsilon_s^\beta$ $a_s = \frac{3\varepsilon_s}{r_s}$ $\mathrm{D_s} = \mathrm{D_{s,reff}} exp\left[\frac{-E_d}{R}\left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_{reff}}\right)\right],$ $k_m = k_{m,\mathrm{reff}} exp\left[\frac{-E_r}{R}\left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_{reff}}\right)\right]$	

Akış denklemleri

Soğutma plakasının serpantin kanalları boyunca geçen akışkanın kütle, momentum ve enerji korunumu denklem (7), (8) ve (9) gibi ifade edilir [17].

$$\nabla . \vec{\vartheta} = 0 \quad (7)$$

$$\rho_w\left[\frac{\partial \vec{\vartheta}}{\partial t} + (\vec{\vartheta}.\nabla)\vec{\vartheta}\right] = -\nabla \mathrm{P} + \mu\nabla^2\vec{\vartheta} \quad (8)$$

$$\rho_w c_w \frac{\partial T_w}{\partial t} + \nabla.(\rho_w c_w \vec{\vartheta} T_w) = \nabla.(k_w \nabla T_w) \quad (9)$$

Akışkanın yoğunluğu (kg.m^{-3}), özgül Isı kapasitesi (J.kg^{-1}.K^{-1}), termal iletkenlik (W.m^{-1}.K^{-1}), sıcaklık (K), ve hız (m.s^{-1}) sırasıyla ρ_w, c_w, k_w, T_w ve $\vec{\vartheta}$, ile gösterilir.

Nanoakışkan Modeli

Bu çalışma kapsamında, kanallarından geçen soğutma ortamı Al_2O_3 + Su nanoakışkanı kullanılmıştır. Nanoakışkanların yoğunluğu ve özgül ısı kapasitesi denklem (10) ve (11)' deki şekilde hesaplanır [18]

$$\rho_{nf} = \rho_f(1 - \varphi) + \rho_{np}\varphi \quad (10)$$

$$(c_p)_{nf} = \frac{(1-\varphi)(\rho c_p)_f + \varphi(\rho c_p)_{np}}{\rho_{nf}} \quad (11)$$

nf, np, and f, alt simgeleri sırasıyla nanoakışkan, nanopartikül ve baz akışkanı belirtir ve ayrıca nanoakışkan konsantrasyonu φ, ile gösterilir.

Nanoakışkanların termal iletkenlikleri ve viskoziteleri sırasıyla denklem (12) ve (13) kullanılarak aşağıdaki şekilde hesaplanır [19].

$$\frac{k_{nf}}{k_f} = 1 + \left(C_k^{şekil} + C_k^{yüzey}\right)\varphi = 1 + C_k\varphi \quad (12)$$

$$\mu_{nf} = \mu_f(1 + A_1 + A_2\varphi^2) \quad (13)$$

Burada $C_k^{şekil}$ nanopartikülün termal iletkenliğe etkisini belirtir ve $C_k^{yüzey}$ nanoakışkan termal iletkenliği üzerinde olumsuz bir etkiye sahip olan katı/sıvı arayüzünden etkilenen yüzey direncini temsil eder. Tablo 2'de bu çalışmada kullanılan nanopartikül için C_k değerleri listelenmiştir. Ayrıca tablo 3'te 2'de bu çalışmada kullanılan nanopartikül için A1 ve A2 sabitleri verilmiştir.

Tablo 2. Nanoakışkanın termal iletkenliğinin hesaplanması için denklem (12)'de yer alan katsayılar ve en boy oranları [20].

En Boy Oranı	**1:8**
C_k	3.95
C_k^{shape}	4.82
$C_k^{surface} = C_k - C_k^{shape}$	-0.87

Tablo 3. Silindir parçacık geometrisine sahip nanoakışkanların viskozitesini hesaplamak için denklem 13'te kullanılan katsayıları gösterir [20].

Sabitler	**Silindir**
A_1	13.5
A_2	904.4

Faz Değiştiren Malzeme Denklemleri

Bu çalışmada entalpi-gözeneklilik yöntemi, FDM'nin katı-sıvı faz değişimini modellemek için kullanılır [22]. Bu yöntemde eriyik arayüz izlenmez bunun yerine hesaplama alanında erime oranı (sıvılaşma oranı) hesaplanır. Ayrıca bu yöntemde, FDM'nin tüm alanı gözenekli bir bölge olarak varsayılır. Bu sebeple, FDM'nin katı ve sıvı olduğunu gösteren sıvılaşma oranının değeri 0 ile 1 arasında erime işleminin ilerlemesine göre değişiklik gösterir. Yani katı faz için sıvılaşma oranı 0 iken sıvı faza geçişte bu oran 1 değerini alır. Bu oran her bir iterasyonda entalpi dengesine dayalı olarak yenilenir. FDM'nin modellenebilmesi için yapılan varsayımlar şunlardır:

- FDM'nin erime işlemi sırasındaki sıvı akışı laminer, geçici (ing. transient) ve sıkıştırılamaz.
- FDM'nin termofiziksel özellikleri, yoğunluğun sıcaklıkla değişimi dışında sabittir.
- Boussinesq yaklaşımı, FDM'nin kaldırma kuvveti etkisini modellemek için kullanılır.
- Radyasyon ısı transferinin etkisi ihmal edilir.

Bu çalışmada kullanılan FDM modeli için yönetici denklemler aşağıdaki gibi ifade edilir [23,24]

Süreklilik eşitliği denklem (14)' de gösterildiği şekilde hesaplanır.

$$\frac{\partial\rho}{\partial t} + \nabla\left(\rho\vec{V}\right) = 0 \quad (14)$$

Momentum eşitliği denklem (15)' de gösterildiği şekilde hesaplanır.

$$\rho\frac{\partial\vec{V}}{\partial t} + \rho\left(\vec{V}.\nabla\right)\vec{V} = -\nabla\mathrm{P} + \mu\nabla^2\vec{V} + \rho\xi\vec{g}\left(T - T_{ref}\right) + S \quad (15)$$

S, mushy bölgedeki azaltılmış gözeneklilik nedeniyle momentum kaynak terimidir ve denklem (16) ile ifade edilir [25]

$$S = \frac{(1-\beta)^2}{\beta^3 + \varepsilon}A_{mush}\vec{v} \quad (16)$$

Burada, β sıvı hacim oranını, ε sıfıra bölünmeyi önlemek için çok küçük bir sayıyı (0.001), A_{mush} mushy bölge sabitini ve $\vec{v}$ hız vektörünü temsil eder.

Enerji eşitliği denklem (17)' de gösterildiği şekilde hesaplanır.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho H) + \nabla.\left(\rho\vec{V}H\right) = \nabla.(k\nabla\mathrm{T}) \quad (17)$$

Burada sıvı FDM'nin yoğunluğu ρ, sıvı FDM'nin hız vektörü $\vec{V}$, basınç P, dinamik viskozite μ, termal genleşme katsayısı ξ, yer çekim vektörü $\vec{g}$, referans sıcaklık T_{ref}, termal iletkenlik k ve entalpi H ile gösterilir.

FDM'nin entalpisi denklem (18)'de görüldüğü gibi duyulur entalpi ve gizli ısının toplamı olarak hesaplanır.

$$H = h + \Delta H \quad (18)$$

Faz değiştiren malzemenin duyulu entalpisi aşağıdaki denklem (19) ile hesaplanır.

$$h = h_{ref} \int_{T_{ref}}^{T} c_p\, dT \quad (19)$$

Gizli ısı, denklem (20)'de gösterildiği gibi sıvılaşma oranının ve entalpinin bir fonksiyonu olarak hesaplanır.

$$\Delta H = \beta L \quad (20)$$

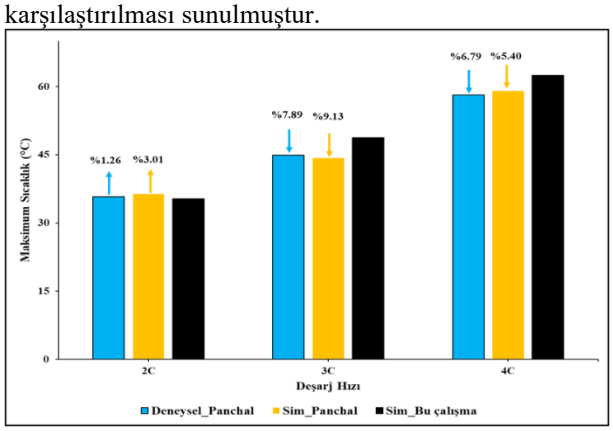
FDM'nin katı olduğu durumda ($\beta = 0$) gizli ısı sıfır (L= 0), FDM'nin sıvı olduğu durumda ($\beta = 1$) ise gizli ısı L'dir.

Sıvılaşma oranı, denklem (21)'de gösterildiği gibi katılaşma (T_s) ve sıvılaşma (T_l) sıcaklığının bir fonksiyonu olarak kabul edilir.

$$\beta = \begin{cases} 0, & T < T_s \\ \dfrac{T - T_s}{T_l - T_s}, & T_s < T < T_l \\ 1, & T > T_l \end{cases} \quad (21)$$

ÇALIŞMANIN DOĞRULANMASI

Simülasyonda kullanılan kodun geçerliliği Panchal ve ark. [26] çalışmasına başvurularak doğrulanmıştır. Bu çalışmada, 20 Ah kapasiteli $LiFePO_4$ batarya hücresinin farklı deşarj hızlarında (2C, 3C ve 4C) termal analizi Newman P2D elektrokimya modeli kullanılarak Ansys Fluent yazılımında gerçekleştirilmiştir. Ortam sıcaklığı ve bataryanın ilk sıcaklığı eşit olduğu varsayılmış ve değeri 22 °C olarak alınmıştır. Farklı deşarj hızlarında elde edilen sonuçlar Panchal ve ark. [26] tarafından yapılan deneysel ve simülasyon sonuçları ile karşılaştırılmıştır. Şekil 3'de farklı deşarj hızlarında maksimum sıcaklığın referans makaledeki sonuçlar ile karşılaştırılması sunulmuştur.



Şekil 3. Farklı deşarj hızlarında maksimum sıcaklığın Panchal ve ark. [26] çalışması ile karşılaştırılması

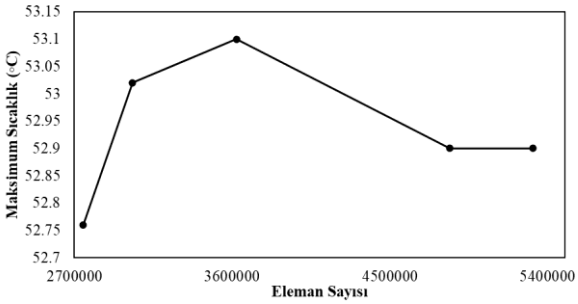
Yapılan doğrulama çalışmasında elde edilen sonuçlar Panchal ve ark. sunmuş oldukları deneysel ve simülasyon çalışmalarının sonuçları ile karşılaştırılmış olup elde edilen bulguların literatür ile uyumlu olduğu bulunmuştur.

MESH YAPISI VE BAĞIMSIZLIK ÇALIŞMASI

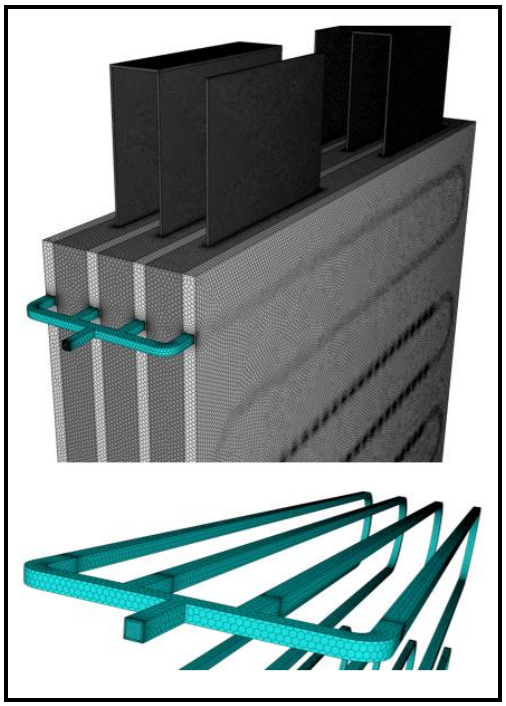
Hesaplamalı akışkanlar dinamiğinde sonuçların doğruluğunu etkileyen en önemli konuların başında sayısal çözüm ağı gelmektedir. Oluşturulan sayısal çözüm ağının sayısına ve kalitesine göre sonuçlar farklılık gösterebilir. Bu sebeple, sonuçların çözüm ağına bağlılığını ortadan kaldırmak için sayısal çözüm ağından bağımsızlık çalışması yapılmalıdır.

Komşu hücreler ile bilgi alışverişinin daha fazla olması, eleman sayısının daha az olması ve daha az iterasyon ile daha kısa sürede yakınsama sağlamasından dolayı bu çalışmada, polihedral çözüm ağı yapısı kullanılmıştır.

Sıvı soğutma ile BTYS için, 3C sabit bir deşarj hızında, 250 Reynolds sayısında ve soğutucu ortamın su kullanıldığı durum dikkate alınarak çözüm ağı bağımsızlığı araştırılmıştır. Şekil 4'te Çözüm ağından bağımsızlık çalışması gösterilmiştir. Farklı çözüm ağı sayılarında gerçekleştirilen analizlerde 4842801 eleman sayısından sonra batarya modülü üzerindeki en yüksek sıcaklık değerinin değişiklik göstermediği görülmektedir. Şekil 5'de sıvı ile BTYS'nin polihedral çözüm ağı yapısı görülmektedir.



Şekil 4. Çözüm ağından bağımsızlık çalışması



Şekil 5. Sıvı Soğutma ile BTYS Çözüm ağı

Çözüm Metodu ve Sınır Şartları

Bu çalışmada, batarya hücresindeki potansiyel ve ısı üretim dağılımını çözmek için çok ölçekli çok alanlı (MSMD) bir yaklaşım kullanılmıştır. MSMD yöntemi, farklı uzunluk ve zaman ölçeklerinde ayrık çözüm alanlarıyla hesaplama verimliliğini artırırken, model esnekliği sağlayarak lityum-iyon bataryaların fiziksel davranışlarının detaylı şekilde incelenmesine olanak tanır. Termal ve elektriksel alanlar ise, batarya hücresi ölçeğinde CFD yöntemiyle çözülmektedir [14].

$$\frac{\partial \rho C_p T}{\partial t} - \nabla.(k\nabla \mathrm{T}) = \sigma_+|\nabla\varphi_+|^2 + \sigma_-|\nabla\varphi_-|^2 + \dot{q}_E + \dot{q}_s + \dot{q}_a \quad (22)$$

$$\nabla.(\sigma_+\nabla\varphi_+) = -(j_E - j_s) \quad (23)$$

$$\nabla.(\sigma_-\nabla\varphi_-) = j_E - j_s \quad (24)$$

Burada, σ_+ ve σ_- pozitif ve negatif elektrotun efektif elektrik iletkenliklerini, φ_+ ve φ_- pozitif ve negatif elektrottaki faz potansiyellerini, j_E ve $\dot{q}_E$ sırasıyla hacimsel akım transfer hızını ve elektrokimyasal reaksiyonlar sonucu oluşan elektrokimyasal reaksiyon ısısını, j_s ve $\dot{q}_s$ sırasıyla batarya hücresinin dahili kısa devresinden kaynaklı akım aktarım hızını ve ısı üretimini

ve $\dot{q}_a$ ise kötü termal koşullar altında oluşan termal kaçak reaksiyonları tarafından üretilen ısıyı ifade eder.

Kanal içerisinden geçen akışkan, kararlı durumda ve sıkıştırılamaz laminer akış olarak modellenmiştir. Kanal iç yüzeylerinde no-slip sınır şartı uygulanmıştır. Batarya ve PCM için zamana bağlı çözüm yapılmış olup radyasyon ve temas direnci etkileri ihmal edilmiştir. Elektriksel iletkenliğin sıcaklıktan etkilenmediği ve transfer akım yoğunluğunun batarya aktif bölgesinde düzgün olduğu varsayılmıştır. Bu sayede potansiyel denklemlerinin her zaman adımında çözülmesi gerekmemiş, simülasyon süresi önemli ölçüde azalmıştır. Simülasyonlarda ise eşlenik algoritma ve ikinci mertebe ayrıklaştırma yöntemi kullanılmıştır.

Sınır Şartları

Batarya üzerinde elektrokimyasal ve termal incelemeler yapmak için MSMD yaklaşımının bir alt modeli olan Newman P2D modeli kullanılmıştır. Newman P2D modeline ait parametreler Tablo 4'te gösterilmiştir.

Tablo 4. Newman P2D model parametreleri [16]

Parametre	Katot	Anot	Seperatör
L (µm)	180	120	40
R (µm)	8	12.5	-
$c_{s,max}$ (mol/m^3)	22860	26390	-
c_s (mol/m^3)	3886.2	14870.76	-
c_e (mol/m^3)	2000	2000	2000
ε_e	0.444	0.357	1
ε_f	0.259	0.172	-
D_s (m^2/s)	1×10^{-13}	3.9×10^{-14}	-
σ (S/m)	3.8	100	-
Brugg (σ)	1.5	1.5	1.5
$k_{m,ref}$	3×10^{-11}	4.82×10^{-6}	-
Elektrolit			
D_e (m^2/s)	7.5×10^{-11}		
t^+	0.363		

Batarya simülasyonları sabit 3C deşarj oranında gerçekleştirilmiştir. Bu çalışmada kullanılan batarya hücresi, lityum iyon manganez oksit (LMO) katot, grafit anot ve elektrolitten oluşmaktadır. Ayrıca, bataryanın negatif terminal malzemesi bakır, pozitif terminal ve bara malzemesi ise alüminyumdur. İlgili malzemelerin termofiziksel özellikleri Tablo 5'de gösterilmiştir.

Tablo 5. Analizde kullanılan malzemelerin termofiziksel özellikleri [27]

Malzeme	Yoğunluk (kg.m^{-3})	Özgül ısı kapasitesi (J.kg^{-1}.K^{-1})	Isıl iletkenlik (W.m^{-1}.K^{-1})	Elektriksel İletkenlik (S/m)
Alüminyum	2710	902	237	3.54×10^7
Bakır	8930	386	398	5.8×10^7
Batarya	2105.853	1453.412	$k_{T,y} = k_{T,z} = 26.84$ $k_{T,x} = 0.968$	3.79×10^6

Bu çalışmada TMS'de PCM olarak RT-31 kullanılmış ve termofiziksel özellikleri Tablo 6'da sunulmuştur. PCM için "mushy region" sabiti 100000 alınmış ve kaldırma kuvveti ile yoğunluk değişimini modellemek üzere Boussinesq yaklaşımı uygulanmıştır.

Tablo 6. RT-31 saf parafin malzemesinin termofiziksel özellikleri [28]

Özellikler	RT-31
Yoğunluk (ρ) [kg/m^3]	880
Özgül ısı kapasitesi (c_p) [J/kg.K]	2000
Isıl iletkenlik (k) [W/m.K]	0.2
Dinamik viskozite (μ) [kg/m.s]	0.02351
Termal genleşme katsayısı (β) [K^{-1}]	0.0033
Gizli ısı (H_L) [J/kg]	165000
Erime sıcaklığı (T_s) [°C]	31

Sıvı destekli batarya termal yönetiminde giriş sınır şartı hız, çıkış sınır şartı ise atmosfere açıldığı varsayılarak 0 Pa olarak tanımlanmıştır. Soğutucu ortam olarak, temel akışkanı su ve %2 hacim oranında Al_2O_3 katı partikül içeren nanoakışkan kullanılmıştır. Tablo 7'de Al_2O_3 katı partikül ve suyun termofiziksel özellikleri gösterilmiştir. Tüm modellerde, çevre sıcaklığı 30°C olarak alınmış ve başlangıçta batarya sıcaklığının ortam sıcaklığına eşit olduğu varsayılmıştır. Ayrıca, modelin duvarlarına konveksiyon sınır şartı uygulanmış ve ısı transfer katsayısı (HTC) 5 W.m^{-2}.K^{-1} olduğu varsayılmıştır.

Tablo 7. Al_2O_3-su nanoakışkanı ve suyun termofiziksel özellikleri [18]

Malzeme	Yoğunluk (kg/m^3)	Özgün Isı (J/kg·K)	Isıl İletkenlik (W/m·K)	Dinamik viskozite (Pa.s)
Al_2O_3	3970	765	237	-
Su	996	4178	0.615	7.98×10^{-4}

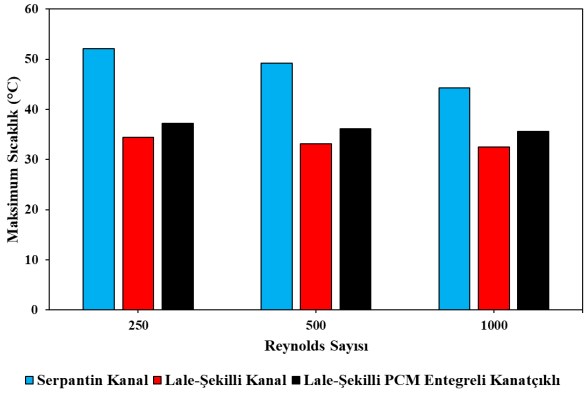
BULGULAR

Bu çalışmada, batarya termal yönetim sistemlerinin (BTYS) etkinliği sayısal analizler ile incelenmiştir. Batarya hücresinin ısıl performansını iyileştirebilmek amacıyla, farklı kanal tasarımları (serpantin ve lale şekilli) ve kanatçıklarla entegre faz değişimli malzeme (PCM) kullanılmıştır. Batarya hücresindeki ısı üretimi ve sıcaklık dağılımı, Newman P2D modeline dayalı olarak hesaplanmıştır. Çalışmada, Reynolds sayısı (250, 500, 1000) değerlerine sahip farklı akış hızlarıyla yapılan simülasyonlar, batarya sıcaklık dağılımını ve sıvı-soğutma verimliliğini incelemiştir. Reynolds sayısının kanal geometrisinin ve FDM entegreli kanatçıkların termal performansı ile ilgili bulgular bu bölümde sunulmuştur.

Reynolds Sayısının Sıcaklığa Etkisi

Şekil 6'da serpantin kanal ve lale şekilli kanal yapısının 250, 500 ve 1000 olmak üzere üç farklı Reynolds sayısında batarya modülünde gözlemlenen maksimum

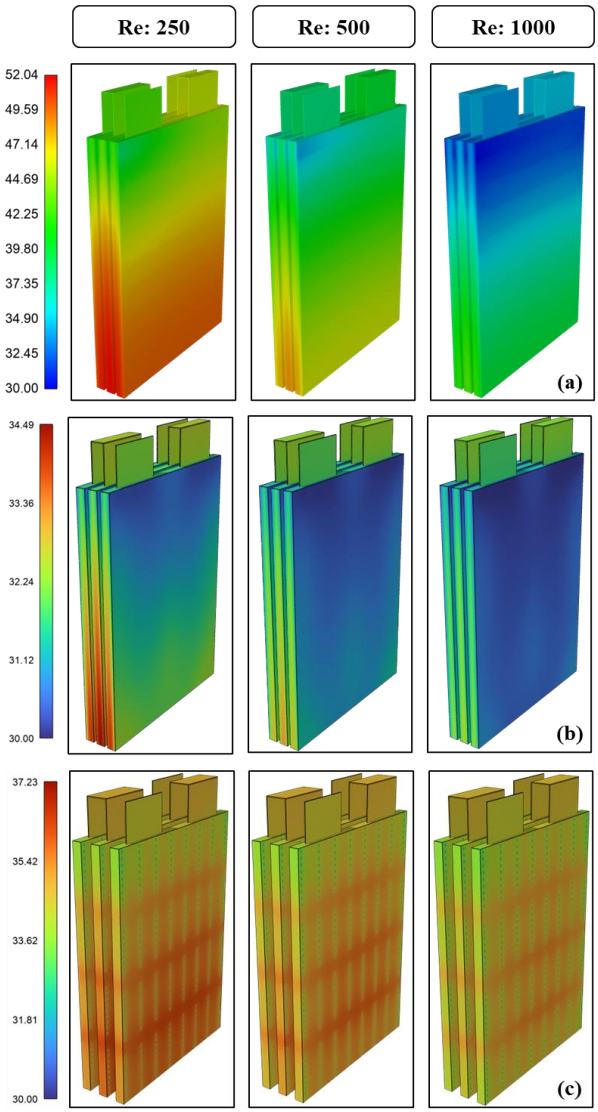
sıcaklığa etkisi görülmektedir. Reynolds sayısının artması batarya sıcaklığını ciddi oranda azalttığını göstermektedir. Serpantin kanal için Reynolds sayısının 250, 500 ve 1000 olduğu durumlarda bataryanın maksimum sıcaklık değerleri sırası ile 52.04 °C, 49.22 °C ve 44.27 °C'dir. Lale şekilli kanal geometrisi için Reynolds sayısının 250, 500 ve 1000 olduğu durumlarda bataryanın maksimum sıcaklık değerleri sırası ile 34.49 °C, 33.20 °C ve 32.49 °C'dir.



Şekil 6. Maksimum sıcaklığın Reynolds sayısı ile değişimi

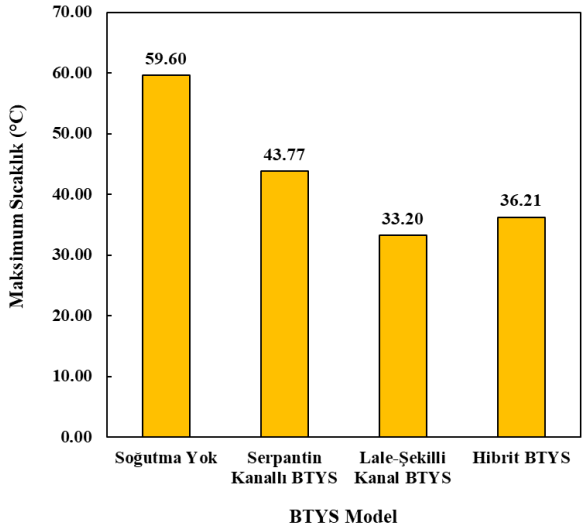
Kanal Geometrisinin Sıcaklığa Etkisi

Şekil 7 (a)'da serpantin kanal Şekil 7 (b)'de lale şekilli kanal ve Şekil 7 (c)'de ise Lale-şekilli FDM entegreli kanatçık geometrisinin batarya modülü üzerindeki sıcaklık dağılımına Reynolds sayısının etkisi gösterilmiştir. Reynolds sayısının artması batarya üzerindeki maksimum sıcaklığı azalttığı ve sıcaklık dağılımını iyileştirdiği görülmektedir. Serpantin kanalın kullanıldığı durumda, üzerindeki sıcaklık dağılımının homojen olmadığı görülmektedir. Buna karşılık lale şekilli kanallara sahip soğutma plakası batarya modülündeki sıcaklık dağılımını daha düzgün bir şekilde oluşturduğu yani sıcaklık homojenliğini sağladığı görülmektedir. Ayrıca lale şekilli kanallara ve FDM entegreli kanallara sahip soğutma plakalarının serpantin kanala göre batarya modülü üzerindeki maksimum sıcaklığı daha düşük seviyelerde tutarak daha etkili bir soğutma sağladığı görülmüştür.



Şekil 7. Kanal geometrisinin sıcaklığa olan etkisi, (a) Serpantin kanal (b) Lale şekilli kanal (c) Lale-şekilli FDM entegreli kanatçıklı kanal

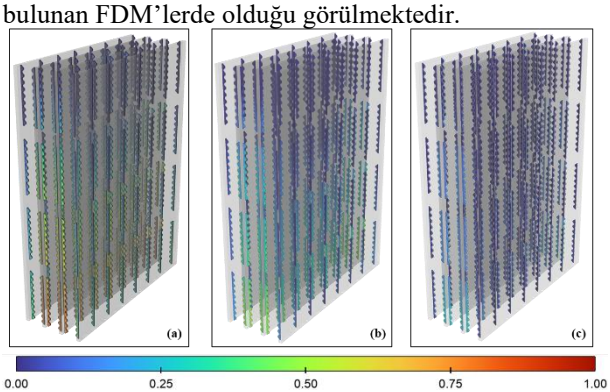
Şekil.8'de soğutmanın olmadığı ve soğutma sistemi kullanıldığında deşarj süresince batarya modülünde gözlemlenen maksimum sıcaklık değerindeki değişiklik gösterilmiştir. Burada soğutma sistemi yokken batarya modülündeki sıcaklık değeri 59.60 °C'ye kadar ulaşmaktadır. Ancak farklı kanal geometrileri ve bu geometrilere FDM entegreli kanatçıklı soğutma plakasının uygulanması maksimum sıcaklıkları ciddi oranda iyileştirmiştir.



Şekil 8. Batarya termal yönetim sisteminin maksimum sıcaklığa etkisi

Reynolds Sayısının FDM'nin Sıvılaşma Oranı Üzerinde Etkisi

Bu çalışmada, lale-şekilli kanala sahip BTYS'nin maksimum sıcaklığa etkisi dikkate alınarak RT-31 parafin malzemesi FDM olarak tercih edilmiştir. Şekil 9'da Reynolds sayısı ile birlikte RT-31 faz değiştiren malzemesinin sıvılaşma oranına etkisi gösterilmiştir. Reynolds sayısının artması FDM'nin maksimum sıvılaşma oranını azalttığı görülmüştür. Reynolds sayısının 250 olduğu durumda maksimum sıvılaşma oranının ortada yer alan kanalların alt köşelerinde bulunan FDM'lerde olduğu görülmektedir.



Şekil 9. Reynolds sayısının FDM maksimum sıvılaşma oranına etkisi, (a) Re: 250, (b) Re: 500, (c) Re: 1000

SONUÇ

Bu çalışmada, lityum iyon bataryaların termal yönetiminde farklı soğutma plakası ve kanal konfigürasyonlarının ısıl performansı sayısal olarak incelenmiştir. Serpantin kanal yapısı ve lale şekilli kanal tasarımlarının yanı sıra, dalgalı kanatçıklar ve faz değişimli malzeme (FDM) entegrasyonunun batarya sıcaklık dağılımı üzerindeki etkileri değerlendirilmiştir. Hesaplamalı akışkanlar dinamiği (HAD) ve Newman P2D elektrokimyasal modeli kullanılarak, %2 hacim oranında Al2O3-su nanoakışkanının soğutucu ortam olarak performansı 250, 500 ve 1000 Reynolds sayılarında analiz edilmiştir. Elde edilen bulgular, kanal ve kanatçık geometrisinin yanı sıra PCM entegrasyonunun, batarya modülünde sıcaklık kontrolü ve homojenliği üzerinde önemli etkilere sahip olduğunu göstermiştir. Bu çalışmanın temel bulguları aşağıda özetlenmiştir.

- Re sayısının 1000 olduğu durumda, serpantin kanallı BTYS, Lale-şekilli BTYS ve Hibrit BTYS'nin soğutmanın olmadığı duruma göre sırasıyla %26, %45 ve %40 oranlarında bataryanın sıcaklık değerini iyileştirmiştir.
- Lale-şekilli BTYS maksimum sıcaklık değerini serpantin ve hibrit BTYS'ye göre sırasıyla %27 ve %9 oranında iyileştirmiştir. Ayrıca hibrit BTYS, serpantin BTYS'ye göre %19 oranında iyileşme sağlamıştır.
- Lale-şekilli soğutma plakasına sahip termal yönetim sisteminin batarya modülü üzerindeki maksimum sıcaklığı en çok iyileştiren tasarım olduğu gözlemlenmiştir.

Sonuçlar, batarya termal yönetiminde yenilikçi plaka ve kanal tasarımlarının performans artırıcı potansiyelini ortaya koymaktadır.

TEŞEKKÜR

Yazarlar, Ansys Fluent yazılımının temini ve çalışma süresince sağlanan değerli destekler için Numesys İleri Mühendislik A.Ş.'ye teşekkürlerini sunar.

KAYNAKLAR

[1] Bandhauer, T. M., Garimella, S., & Fuller, T. F. (2011). A critical review of thermal issues in lithium-ion batteries. Journal of the Electrochemical Society, 158(3), R1.

[2] Wang, Q., Ping, P., Zhao, X., Chu, G., Sun, J., & Chen, C. (2012). Thermal runaway caused fire and explosion of lithium ion battery. Journal of power sources, 208, 210-224.

[3] Biçer, E., Mazman, M., Kaypmaz, C., Uzun, D. Li-iyon Piller ve Uygulamaları, 2nd ed.; Nobel Akademi Yayınları, Ankara, 2021, 216 p.

[4] Linden, D., Linden's Handbook of Batteries. Ed: Thomas B. Reddy, 4th ed.; McGraw-Hill Education, 2011, 1456 p.

[5] Landini, S., Leworthy, J., & O'Donovan, T. S. (2019). A review of phase change materials for the thermal management and isothermalisation of lithium-ion cells. Journal of Energy Storage, 25, 100887.

[6] Falcone, M., Palka Bayard De Volo, E., Hellany, A., Rossi, C., & Pulvirenti, B. (2021). Lithium-ion battery thermal management systems: a survey and new CFD results. *Batteries*, *7*(4), 86.

[7] Olabi, A. G., Maghrabie, H. M., Adhari, O. H. K., Sayed, E. T., Yousef, B. A., Salameh, T., ... & Abdelkareem, M. A. (2022). Battery thermal management systems: Recent progress and challenges. *International Journal of Thermofluids*, *15*, 100171.

[8] Zhang, J., Wu, X., Chen, K., Zhou, D., & Song, M. (2021). Experimental and numerical studies on an efficient transient heat transfer model for air-cooled battery thermal management systems. *Journal of Power Sources*, *490*, 229539.

[9] Monika, K., Chakraborty, C., Roy, S., Dinda, S., Singh, S. A., & Datta, S. P. (2021). Parametric investigation to optimize the thermal management of

pouch type lithium-ion batteries with mini-channel cold plates. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *164*, 120568.
[10] Lloyd, R., & Akrami, M. (2022). A critical analysis of helical and linear channel liquid cooling designs for lithium-ion battery packs. *Batteries*, *8*(11), 236.
[11] Sun, Z., Fan, R., & Zheng, N. (2021). Thermal management of a simulated battery with the compound use of phase change material and fins: Experimental and numerical investigations. *International Journal of Thermal Sciences*, *165*, 106945.
[12] Ren, J., Rasheed, R. H., Bagheritabar, M., Abdul-Redha, H. K., Al-Bahrani, M., Singh, S., ... & Toghraie, D. (2024). Battery thermal management system by employing different phase change materials with SWCNT nanoparticles to obtain better battery cooling performance. *Case Studies in Thermal Engineering*, *61*, 104987.
[13] Zhang, N., Wang, Z., Zhang, B., Yang, H., Bao, R., Xiong, S., ... & Min, R. (2024). Performance investigation of battery thermal management system based on L-shaped heat pipe coupled cold plate and optimization of controllable liquid cooling. *Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics*, *18*(1), 2370941.
[14] Li, G., & Li, S. (2015). Physics-based CFD simulation of lithium-ion battery under the FUDS driving cycle. ECS Transactions, 64(33), 1.
[15] Dao, T. S., Vyasarayani, C. P., & McPhee, J. (2012). Simplification and order reduction of lithium-ion battery model based on porous-electrode theory. Journal of Power Sources, 198, 329-337.
[16] Cai, L., & White, R. E. (2008). Reduction of model order based on proper orthogonal decomposition for lithium-ion battery simulations. Journal of the Electrochemical Society, 156(3), A154.
[17] C. Lan, J. Xu, Y. Qiao, Y. Ma, Thermal management for high power lithium-ion battery by minichannel aluminum tubes, Appl. therm. Eng. 101 (2016) 284–292.
[18] Asif, M., & Dhiman, A. K. (2021). Effect of alumina nanoparticle shape in a triangular porous array of heated periodic pin-fins. *Korean Journal of Chemical Engineering*, *38*, 704-715.
[19] Bahiraei, M., & Monavari, A. (2020). Thermohydraulic characteristics of a micro plate heat exchanger operated with nanofluid considering different nanoparticle shapes. Applied Thermal Engineering, 179, 115621.
[20] Timofeeva, E. V., Routbort, J. L., & Singh, D. (2009). Particle shape effects on thermophysical properties of alumina nanofluids. Journal of applied physics, 106(1), 014304.
[21] Pesaran, A. A., Vlahinos, A., & Burch, S. D. (1997). *Thermal performance of EV and HEV battery modules and packs*. Golden, CO, USA: National Renewable Energy Laboratory.
[22] V.R. Voller, C. Prakash, A fixed grid numerical modelling methodology for convection-diffusion mushy region phase-change problems, Int. J. Heat Mass Transf. 30 (8) (1987) 1709–1719.].
[23] Yang, H., Zhang, H., Sui, Y., & Yang, C. (2018). Numerical analysis and experimental visualization of phase change material melting process for thermal management of cylindrical power battery. Applied Thermal Engineering, 128, 489-499.
[24] Sciacovelli, A., Colella, F., & Verda, V. (2013). Melting of PCM in a thermal energy storage unit: Numerical investigation and effect of nanoparticle enhancement. International Journal of Energy Research, 37(13), 1610-1623.
[25] Brent, A. D., Voller, V. R., & Reid, K. T. J. (1988). Enthalpy-porosity technique for modeling convection-diffusion phase change: application to the melting of a pure metal. Numerical Heat Transfer, Part A Applications, 13(3), 297-318.].
[26] Panchal, S., Dincer, I., Agelin-Chaab, M., Fraser, R., & Fowler, M. (2017). Transient electrochemical heat transfer modeling and experimental validation of a large sized LiFePO4/graphite battery. International Journal of Heat and Mass Transfer, 109, 1239-1251.
[27] Lin, C., Chen, K., Sun, F., Tang, P., & Zhao, H. (2009, September). Research on thermo-physical properties identification and thermal analysis of EV Li-ion battery. In 2009 IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference (pp. 1643-1648). IEEE.
[28] Ying Kong, S., Yang, X., Chandra Paul, S., Sing Wong, L., & Šavija, B. (2019). Thermal response of mortar panels with different forms of macro-encapsulated phase change materials: A finite element study. *Energies*, *12*(13), 2636.]

GLİSEROL BESLEMELİ YAKIT PİLİNİN SAYISAL OLARAK İNCELENMESİ

Mehmet ORUÇ[1], Berdan ULAŞ[2], Sedat YAYLA[1]
[1]Van Yüzüncü Yıl Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü,
65080 Tuşba, VAN, mehmetoruc@yyu.edu.tr, syayla@yyu.edu.tr
[2]Van Yüzüncü Yıl Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Maden Mühendisliği Bölümü,Mühendisliği Bölümü,
65080 Tuşba, VAN, berdanulas@yyu.edu.tr

Özet: Teknolojinin gelişmesine ve enerjiye olan talebe paralel olarak yeni enerji kaynakları konusundaki arayışlar da gün geçtikçe artmaktadır. Hidrojenin enerji kaynağı olarak kullanıldığı yakıt pili sistemleri de her geçen gün daha çok talep edilmekte ve geliştirilmektedir. İlgili konuda yapılan çalışmalar incelendiğinde son yıllarda kolayca taşınması, depolanması ve düşük maliyet gibi avantajlar sebebiyle sıvı beslemeli (etanol, metanol, gliserol) yakıt pillerinin tercih edildiği görülmektedir. Bu çalışmada Gliserol Beslemeli Yakıt Pili üzerine bir dizi deneysel ve sayısal çalışma gerçekleştirilmiştir. Deneysel bir çalışmadan elde edilen veriler, sayısal çalışmalarla geliştirilecek yakıt pilinde doğrulama amacıyla kullanılmıştır. Sayısal çalışmada anot-katot akışkan hızı, gaz difüzyon tabakası porozitesi, yakıt pili hücresine uygulanan voltaj gibi parametreler sabit tutularak modelleme yapılmıştır. Sayısal sonuçlar, akım yoğunluğunun anot bölgesinde oluştuğunu katot bölgesinde ise çok küçük değerlerde ölçüldüğünü göstermektedir. Bunun sebebi anot katalizör kullanılması ve gliserol elektro-oksidasyonunun anot bölgesinde gerçekleşmiş olmasıdır. Anot tarafındaki akış alanı plakasının bulunduğu bölgedeki kanalın giriş kısmında basıncın en yüksek değerlerde ölçüldüğü kanal çıkışına doğru ise bu basıncın belirgin oranda azaldığı sonucuna varılmıştır. Kullanılan kanal geometrisi incelendiğinde elde edilen basınç profilinin literatüre paralel olduğu ayrıca akım yoğunluğunun kanal geometrisine ve uygulanan volataja bağlı olarak değiştiği görülmüştür. Bu makale, elektrolizör hücresi üreticisine ürün geliştirmeden önce pratik bir bakış açısı sağlayacaktır.
Anahtar Kelimler: Gliserol, Gliserollü yakıt pili, Enerji, Elektrik, Hesaplamalaı Akışkanlar Dinamiği (HAD)

NUMERİCAL INVESTİGATİON OF A GLYCEROL-FED FUEL CELL

Abstract: With the advancement of technology and the increasing demand for energy, the search for new energy sources has also been growing day by day. Fuel cell systems that use hydrogen as an energy source are increasingly in demand and continuously being developed. When examining recent studies on the subject, it is observed that liquid-fed fuel cells (ethanol, methanol, glycerol) are preferred due to advantages such as ease of transport, storage, and low cost. In this study, a series of experimental and numerical investigations were carried out on a Glycerol-Fed Fuel Cell. Data obtained from an experimental study were used for validation purposes in the development of the fuel cell through numerical analysis. In the numerical study, modeling was performed by keeping parameters such as anode-cathode fluid velocity, gas diffusion layer porosity, and the applied voltage to the fuel cell constant. The numerical results indicate that the current density is concentrated in the anode region, while very low values are measured in the cathode region. This is due to the use of an anode catalyst and the occurrence of glycerol electro-oxidation at the anode side. It was concluded that the highest pressure was measured at the inlet of the flow channel in the region where the flow field plate is located on the anode side, and that this pressure significantly decreased toward the channel outlet. An examination of the channel geometry shows that the resulting pressure profile aligns with the literature, and that the current density varies depending on both the channel geometry and the applied voltage. This article aims to provide a practical perspective for electrolyzer cell manufacturers before product development.
Keywords: Glycerol, Glycerol-Fed Fuel Cell, Energy, Electricity, Computational Fluid Dynamics (CFD)

GİRİŞ

Teknolojinin gelişmesine ve nüfus artışına paralel olarak enerji kaynaklarına duyulan ihtiyaç da gün geçtikçe artmaktadır. Enerji kaynaklarının kullanımı incelendiğinde 18. Yüzyıldan beri fosil enerji kaynaklarının kullanıldığı görülmektedir. Ancak hem fosil enerji kaynaklarının azalması hem de ilgili enerji kaynaklarının çevreye verdiği zarar göz önüne alındığından son yüzyılda talep daha çok yenilenebilir enerji kaynaklarına yönelmiştir. Yenilenebilir enerji kaynakları sürdürülebilir de olduğundan gün geçtikçe

popüler hale gelmektedir. Yenilenebilir enerji kaynakları incelendiğinde güneş enerjisi, hidroelektrik enerji, rüzgâr enerjisi, piezoelektrik, hidrojen enerjisi gibi enerji kaynaklarının daha çok tercih edildiği görülmektedir. Hidrojen enerjisi ise özellikle son yıllarda teknolojinin gelişmesiyle tercih edilip geliştirilmiştir.

Hidrojen enerjisinden faydalanmada birçok sistem mevcut olup yakıt pilleri de bu sistemlerden biridir. Yakıt pilleri, uygun bir yakıt ve oksitleyicinin elektrokimyasal bir reaksiyonu ile elektrik enerjisi üreten bir sistemdir. Yani yakıt pili, yakıt ve havanın elektrokimyasal tepkimesi ile yakıt kimyasal enerjisini doğrudan elektrik enerjisine dönüştüren bir üreteçtir. Yakıt pilleri kullanılan yakıta veya membran grubuna göre adlandırılır. Yakıt pillerinin her birinin belirli bir çalışma sıcaklığı, basıncı ve voltajı mevcuttur. Yakıt pili teknolojisi incelendiğinde son yıllarda sıvı beslemeli (Etanol, Metanol, Gliserol) yakıt pillerinin daha çok tercih edildiği görülmektedir. Sıvı beslemeli yakıt pillerinin tercih edilme sebeplerinin başında depolanma, taşınma ve yüksek verimlilik gelmektedir.
Yakıt pilleri, barındırdığı ekipmanlar, kısımlar açısından incelendiğinde farklı bilim dallarının konusu olabilmektedir. Yakıt pili elemanlarından olan katalizörler, elektriksel düzenek, anot/katot plakalar, yakıt pillerine pompalanan akışkanların fiziksel özellikleri, Gaz difüzyon tabaka özellikleri gibi konuların her birinde gerçekleştirilen çalışmalar mevcuttur.

Yakıt pillerinin sayısal olarak modellenmesi konusunda yapılan literatür taramasında, boyutsuz, bir boyutlu, iki boyutlu ve üç boyutlu olarak yakıt pillerinin göze çarptığı söylenebilir. Çolpan vd., (2007) boyutuz yakıt pili modellerinde yakıt pili için kullanılan ve akışkan olan madde akışının etkisini incelemişlerdir. Tasarlanan modelde boyutlardan bağımsız olabilmesi için yakıt pili kara bir kutu gibi düşünülmüştür. Çolpan ve ark., (2011) bir boyutlu modellemede yakıt pillerinde parametrelerin değişimini ve etkisini yakıt pilleri tabakalarında homojen bir dağılım olduğunu varsayarak incelemişlerdir. Aynı zamanda Çolpan vd., (2012) iki boyutlu yakıt pili modellemesinde de ilgili sistemlerde kullanılan, nakil olan ve geçişi tamamlanan malzemeleri incelemişlerdir.
Kullanılan bütün yakıt pilleri incelendiğinde bir fazlı veya çift fazlı olarak sınıflandırılabileceği görülmektedir. Tek fazlı modellemede faz değişimin etkisi gözlemlenemezken iki fazlı yakıt pili modellerinde ise faz etkisinin ancak modelleme neticesinde ortaya çıkabileceği görülmüştür. İki fazlı yakıt pili modellemesi konusunda gaz fazındaki bazı maddeler için araştırmalar yapılmıştır (Murgia vd., (2003), Yang ve Zhao (2007),). Tasarlanan yakıt pillerinde elektro-osmotik sürükleme etkisi, hidrolik nüfuz etkisi ve kombine difüzyon etkilerinin göz öünde bulundurulup yakıt pilinde su taşınım olayları incelenmiştir (Liu ve Wang (2007). Wang ve Wang (2003) gerçekleştirmiş oldukları iki fazlı yakıt pilinin matematiksel modellemesi kapsamında madde taşınımı, yakıt pilinde meydana gelen elektrokimyasal olaylar ile yakıt pilinin performansında meydana gelen değişiklikleri incelemişlerdir. Ayrıca yakıt pilinin bir boyutlu ve üç boyutlu olarak izotermal model kapsamında yakıt pilindeki madde taşınım mekanizması incelenmiştir. Sonuç olarak da anot plakadaki akım yoğunluğu dağılımı, yakıt kullanımının plakalardaki dağılımları, metanol yakıtının yakıt pili tabakalarından geçişi farklı çalışma koşulları için incelenmiştir (Vera (2007).

Düşük fiyatı, oldukça aktif triol yapısı, yüksek hacimsel enerji yoğunluğu, basit depolama ve çevre dostu özellikleri, gliserolü alkol beslemeli yakıt hücreleri için umut verici bir yakıt haline getirmektedir. Diğer alkol beslemeli yakıt hücrelerinden farklı olarak Gliserol beslemeli yakıt hücreleri, ya yalnızca enerji üretmek (yakıt hücrelerinin yaygın kullanımı) ya da hem enerji hem de değerli kimyasallar üretmek için kullanılabilir. Gliserol beslemeli yakıt pilleri tasarımında hem değerli C_3 gliserol oksidasyon ürünlerine yönelik seçiciliği artırabilen, C-C bağ bölünmesini azaltabilen hem de aynı anda gliserol dönüşümünü geliştirebilen ikili ve üçlü katalizörlere özellikle dikkat edilmesi gerekmektedir (Ermete, 2019). Biswas ve Wilberforce (2023) gerçekleştirdikleri çalışmada metanol beslemeli yakıt pili sisteminde girdi olarak dikkate alınan parametreler arasında metanol konsantrasyonu, anot ve katot giriş akış hızları ve akım birlikte yer almaktadır. Çalışmanın sonucu, doğrudan metanol yakıt hücresi gelişiminde optimum kontrol yaklaşımı olarak yapay sinir ağı yöntemlerine yönelik umut vericidir.

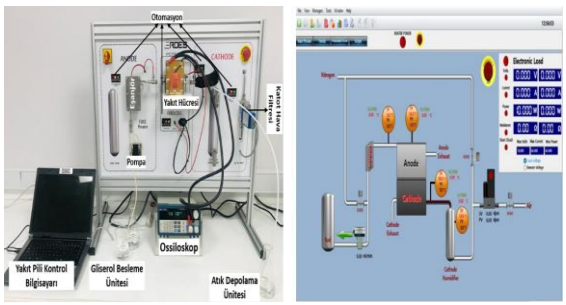
Hidrojen kaynağı olarak gliserol kullanılması ve gliserol beslemeli yakıt pilleri üzerine gerçekleştirilen ve akademik vb çalışmaların ise nadir olması çalışmanın özgünlüğünü arttırmaktadır (Chakraborty vd., 2005). Düşük fiyatı, oldukça aktif triol yapısı, yüksek hacimsel enerji yoğunluğu, basit depolama ve çevre dostu özellikleri, gliserolü alkol beslemeli yakıt hücreleri için umut verici bir yakıt haline getirmektedir. Diğer alkol beslemeli yakıt hücrelerinde farklı olarak direkt Gliserol beslemeli yakıt hücreleri, ya yalnızca enerji üretmek (yakıt hücrelerinin yaygın kullanımı) ya da hem enerji hem de değerli kimyasallar üretmek için kullanılabilir olması bu hidrojen kaynağını daha cazip kılmaktadır (Suprava vd., 2021; Linfeng vd., 2020, Peter vd., 2020)

Bu çalışma kapsamında Gliserol Beslemeli Yakıt Pili (GBYP) tasarımı gerçekleştirilmiş olup anot/katot basınç-hız değerleri, gaz difüzyon tabakası porozitesi, elektrotta oluşan akım yoğunluğunun dağılımı ve yönü gibi parametrelerin ilgili yakıt pili tasarımına etkisi ve tasarım aşamaları deneysel ve sayısal olarak incelenmiştir. Yapılan çalışmalar neticesinde basınç, hız, porizite, voltaj gibi parametrelerin yakıt pili performansını etkilediği görülmüştür. Yapılan bu çalışma ile hem deneysel hem de sayısal olarak gliserollü yakıt pili modellenmiş ve çalışılmış olacağından bu konuda yapılacak yeni çalışmalara model olacaktır. Ayrıca yakıt pili deneyleri çok maliyetli ve tekrarlanabilirliliği düşük olduğundan ilgili konuda yapılacak sayısal çalışmalar için doğrulanmış bir model olarak sunulacaktır.

MATERYAL ve METOT

Her geçen gün kullanılma alanları artan yakıt pillerinden doğrudan gliserol yakıt pilleri üzerine bir dizi deneysel ve sayısal çalışma gerçekleştirilmiştir. Deneysel çalışma ile doğrulama işlemi gerçekleştirilmiştir. Deneysel sistemdeki bütün koşulların (parametreler, parametrelerin değeri, anot-katot plaka geometrisi ve deseni ..vb) aynısı baz alınarak sayısal model oluşturuldu ve elde edilen elektriksel potansiyel değeri kıyaslandı. Deneysel sistemden elde edilen elektriksel potansiyel 9.1 V iken sayısal modelden elde edilen potansiyel 10 V olarak ölçülmüştür. Sayısal çalışmada kullanılan modelin sonuçları ile deneysel sistemin sonuçlarının uyumlu ve dolayısıyla kullanılan modelin güvenilir olduğu belirlendi.

GBYP deneysel sistem Şekil 1'de görülmekte olup anotta sıvı yakıt 0-10 ml/dak akış debisi ile beslenebilmektedir. Katotta ise 5 slpm ye kadar hava akışı kütlesel akış kontrol cihazı ile istenilen akış hızında kontrol edilebilmektedir. Sistemde sıvı ve gaz sıcaklıkları PID sıcaklık kontrol cihazları ile kontrol edilebilmektedir.



Şekil 1. GBYP deneysel sistemi.

Bu çalışmada, GBYP sisteminin daha detaylı ve doğru bir şekilde modellenebilmesi için üç boyutlu (3D) modelleme kullanılmaktadır. 3D modelleme, yakıt pilinin her tabakasındaki nakil olaylarını, akışkanların hareketini ve bunların etkileşimlerini doğru bir şekilde incelemek için gereklidir. Özellikle yakıt pillerindeki taşınım olayları, genellikle karmaşık dinamiklere sahip olduğu için üç boyutlu modelleme, bu olayların tüm yönlerini dikkate almayı mümkün kılmaktadır. Bu çalışmanın amacı, Comsol Multiphysics yazılımı kullanarak bir GBYP yakıt pilinin üç boyutlu modelini geliştirmektir. Bu yazılım, çoklu fiziksel süreçleri simüle edebilen güçlü bir araçtır ve özellikle akışkanlar mekaniği, ısı transferi ve elektrokimyasal reaksiyonlar gibi farklı süreçleri birleştirerek modelleme yapabilir. Bu çalışma, yakıt pili sistemlerinin performansını artırmak ve optimize etmek için, her bir parametrenin etkisini daha derinlemesine anlamayı hedeflemektedir. Ayrıca, bu tür bir modelleme sayesinde, GBYP ve benzeri yakıt pillerinin tasarım ve işletme koşulları altında nasıl daha verimli hale getirilebileceği konusunda değerli bilgiler elde edilebilir.

GBYP yakıt pilinin üç boyutlu modeli geliştirilmiş ve bu modelin doğruluğu, literatürde bulunan bazı deneysel verilerle doğrulanmıştır. Daha sonra, belirli girdi parametrelerinin etkilerini incelemek amacıyla parametrik çalışmalar yapılmıştır (Liu ve Wang, 2007). Çalışmada kullanılan ana model denklemleri, geliştirilen yakıt pilinde kullanılan denklemler süreklilik denklemleri, kütlenin korunumu denklemi, türlerin geçişi, momentum ve oluşan yükü tanımlamak için gerekli denklemlerdir (Çolpan vd., 2012). Bu denklemler, yakıt pilindeki taşıma süreçlerini, akışkan dinamiklerini ve elektrokimyasal reaksiyonları doğru bir şekilde modellemeye yardımcı olmaktadır (Çolpan, 2013). Kullanılan yakıta ve oluşan ara ürünlere bağlı olarak kullanılacak denklem ve eşitlikler aşağıda sırasıyla açıklanmıştır:

*Yakıt pilindeki kanallarda ve gaz difüzyon tabakasında süreklilik ve kütlenin korunumu denklemi kullanılır (Denklem 1):

$$\nabla(\rho\varepsilon u) = S_m \quad (1)$$

ε gözeneklilik katsayısı (elektrot), ρ yoğunluk (gaz karışım), u hız vektörü (akışkan). S_m, Üretilen ve tüketilen maddeler (yakıt hücresinde kimyasal tepkimeye girecek maddelerin elektrokimyasal tepkime boyunca)

*Momentumun korunumu denklemi (Denklem 2):

$$\nabla.\ (\varepsilon\rho\mu u) = -\varepsilon\nabla_p + (\varepsilon\mu e_{ff}\ \nabla_u) + S_u \quad (2)$$

p basınç ve μ viskozite demektir. S_u yakıt pilindeki gözenekli ortam şartlarına bağlı olarak oluşan terimdir.

*Enerji denklemi (Denklem 3):

$$\nabla \cdot (\lambda e_{ff}\nabla T) = \nabla \cdot (\varepsilon\rho C_p u T) + S_h \quad (3)$$

λ_{eff} etkili ısıl iletkenlik, yakıt pili izobarik ısı C_p, enerji kaynağı ise S_h olarak adlandırılabilir.

*Çift fazlı (gaz-sıvı) karışımdaki her bir türe ait konveksiyon, reaksiyon tüketimi ve difüzyon için kullanılan denklem (Denklem 4):

$$\partial(\varepsilon C_k)/\partial t + \nabla(\varepsilon u\vec{\ }Ck) = \nabla(Dk_{eff}\nabla C_k) + S_k \quad (4)$$

Sk hacimsel kaynak terimi, Dk_{eff} etkili olan gaz difüzyon gücünü temsil etmektedir.

*Yakıt pili sisteminde mevcut olan yük korunumu denklemi (Denklem 5):

$$\nabla \cdot (\sigma s_{eff}\nabla\Phi_s) = S_e \quad (5)$$

Protonlar için (Denklem 6):

$$\nabla \cdot (\sigma m_{eff}\nabla\Phi_m) = S_i \quad (6)$$

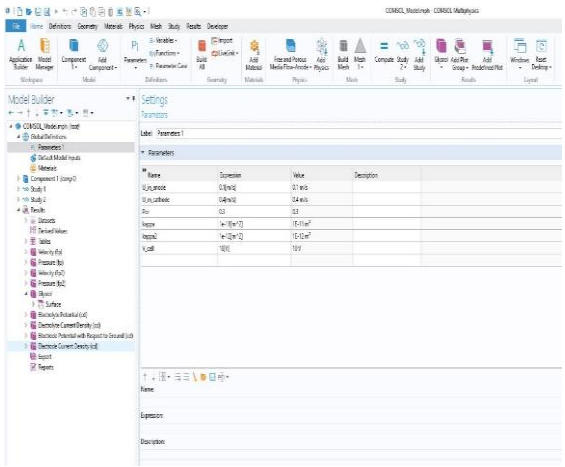
Φ_s patansiyel (katı faz), Φ_m potansiyel (membran), σs_{eff} elektrik iletkenliği (etkili) ve σm_{eff} iyonik iletkenlik (membran)

*Butler-Volmer denklemi de yakıt pili elemanlarından biri olan katalizör katmanında üretilen ve iletilen akımı çözmede araç olarak kullanılır ve aşağıda gösterildiği gibidir (Denklem 7-8):

$$ja = \zeta_{ajaref}\,([A]\ [A]\diagup)\gamma_a(eaaF\eta_a/RT - e\text{-}aaF\eta_a/RT) \quad (7)$$

$$jc = \zeta_{cjcref}\,([C]\ [C]\diagup)\gamma_c(eacF\eta_c/RT - e\text{-}acF\eta_c/RT) \quad (8)$$

Belirtilen denklemler ve kullanılacak model belirlendikten sonra HAD programı yardımıyla GBYP tasarımı ve simülasyonun başlatılması işlemleri gerçekleştirilmiştir.



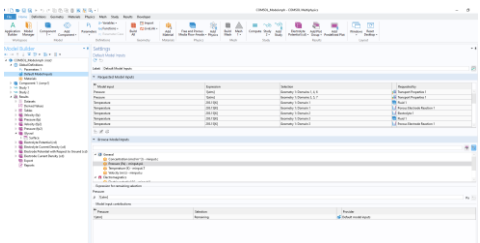
Şekil 2. Çalışmada kullanılan parametreler.

Ele alınan yakıt pili modelinde incelenen parametreler Şekil 2'de gösterilmiştir. Anot-katot bölgesindeki akışkan hızı, kullanılan gaz difüzyon tabakasının porozitesi, kappa değerleri ve hücre voltajı bu kısımda belirlenmiştir.

Tablo 1. Çalışmada kullanılan parametreler.

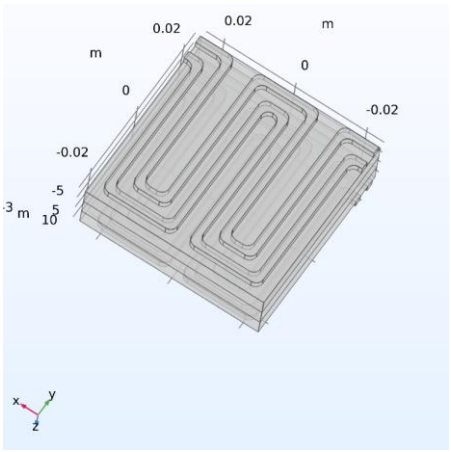
Parametre	Değer
Anot hız (m/s)	0.1
Katot hız (m/s)	0.4
Porozite	0.3
$Kappa_1(m^2)$	1e-1
$Kappa_2 (m^2)$	1e-12
Hücre Voltajı (mV)	10

Ele alınan parametreler ve değerleri Tablo 1'de gösterilmiştir. Ele alınan parametreler özellikle sayısal olarak modellenen yakıt pili sistemlerinde en çok kullanılan ve yakıt pili performansını etkileyenlerdir. Yakıt pilinin anot tarafından pompalanan yakıtın (gliserolün) hızı sabit (0.1 m/s) olarak belirlenmişken katot tarafından pompalanan havanın hızı da sabit (0.4 m/s) olarak belirlenmiştir. Yakıt pilinde yakıtın membran yüzeyinde homojen olarak yayılmasını sağlayan gaz difüzyon tabakasının porozitesi de 0.3 seçilmiştir. Sayısal olarak yapılan modellemede "kappa epsilon turbulence" seçildiği için hem anot hem de katot tarafı için ilgili modelin sabiti belirlenmiştir. Yakıt pili reaksiyonlarının başlayabilmesi için hücreye uygulanması gereken voltaj ise 10 mV olarak belirlenmiştir.



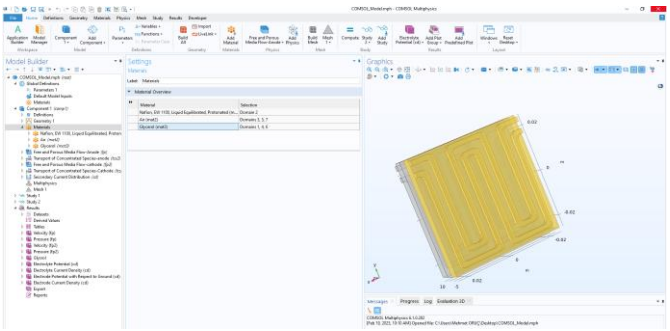
Şekil 3. Parametrelerin GBYP bölümlerine işlenmesi.

GBYP modellenirken yakıt pili sisteminde bulunması gereken bölümlere göre ele alınacak veya belirlenmesi gereken her bir parametre modele işlenmiştir. GBYP'de bulunan her bir bölümün adı ve ilgili modele işlenen parametrelerin bilgileri Şekil 3' de görülmektedir.



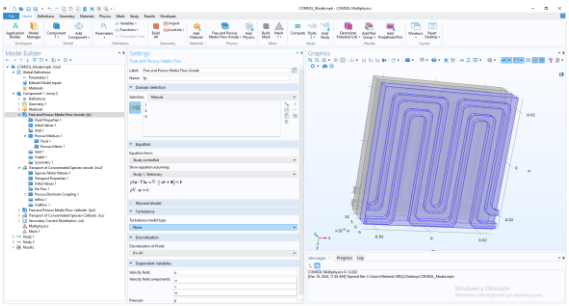
Şekil 4. Kullanılan GBYP geometrisi.

Şekil 4'te görüldüğü üzere GBYP geometrisi birbirine simetrik iki parçanın (Orta nokta Membran) birleştirilmesinden oluşmaktadır. Simetrik olan her bir parçada bulunan kısımlar da (Anot, GDT) ayrıca modele işlenmiştir. Tanımlanan her bir kısmın geometrik özellikleri (uzunluk, genişlik, kalınlık) de modele işlenmiş olup ilgili özelliklerde değişiklikler yapılarak yeni geometriler oluşturulmaktadır.



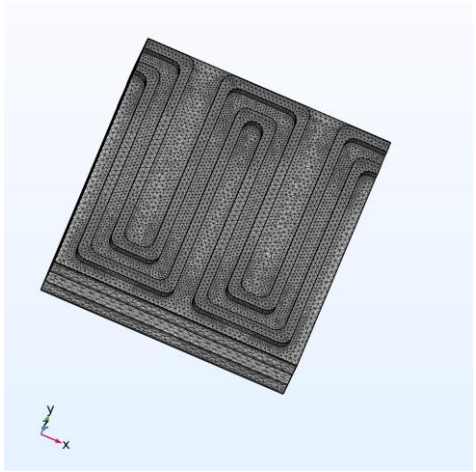
Şekil 5. GBYP materyallerinin belirlenmesi.

GBYP modellemesinde, deneysel sistemde kullanılan materyaller (gliserol, nafion, oksijen) ve hangi materyalin hangi kısımda kullanılacağı Şekil 5'te gösterilen ara yüzden modele işlenmiştir. Böylece ilgili modelin hangi kısmında hangi tepkimelerin gerçekleştirileceğinin de altyapısı oluşturulmuştur.



Şekil 6. GBYP kısımlarının tanımlanması.

Yakıt pillerinde sayısal çalışma gerçekleştirebilmek için yakıt pili kısımlarının hepsinin modele işlenmesi gerekmektedir. Şekil 6'da görüldüğü üzere anot ve katot tarafı temel alınarak kısımlandırma ve tanımlama yapılmıştır. Her bir tarafta bağımsız gözenekli ortam ve çözünen parçacıkların taşınabileceği (reaksiyonun gerçekleşeceği) kısımlar tanımlanmıştır. Her bir kısımdaki materyal, sıcaklık, basınç ve hangi denklemlerin kullanılacağı bu bölümde işlenmiştir.



Şekil 7. GBYP ağ yapısının oluşturulması.

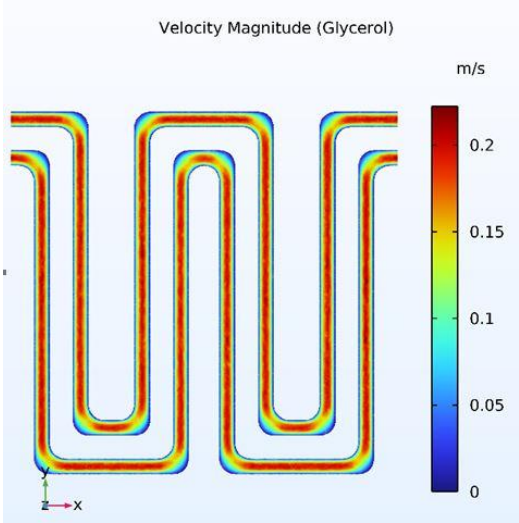
Bir diferansiyel denklemi veya diferansiyel denklemler sisteminin çözülebilmesi için genellikle sayısal bir teknik kullanılır. Basit geometriye sahip sistemlerdeki akışlar bazen elle çözülebilir, ancak karmaşık geometrilerdeki basit akışlar bile sayısal çözüm yöntemleri gerektirir. Bu sayısal yöntemlerle birlikte, eldeki problem için çözüm alanını tanımlamak üzere uzay ve zamanda bir nokta ağı (Mesh) tanımlama ihtiyacı ortaya çıkar. Akışkanlar dinamiği problemlerindeki zorluklardan biri, bir çözüm yöntemi seçmek ve simülasyonu hızlandırmak için uygun bir HAD ağ oluşturma yöntemi uygulamaktır. Tüm HAD ağ oluşturma yöntemlerinin aynı üst düzey hedefi vardır. Bir HAD simülasyonunda akışkan davranışını yöneten kısmi diferansiyel denklemler sistemini çözmek için kullanılan bir nokta ağı oluşturmak. Mesh noktalarının oluşturduğu geometri (temel, tetrahedron, trapez, altıgen vb.) sistemin farklı bölgeleri arasında değişebildiği gibi, yapı boyunca değişen bir yoğunluğa da sahip olabilir (Şekil 7). Kullanılan geometriye ve çözümlerin gerçekleştirmesi gereken bölgeye bağlı olarak mesh geometrisi, yoğunluğu, geometrisi, düğüm sayısı değişiklik gösterebilir. GBYP modelinde dikdörtgensel geometri ile çalışıldığından üçgen mesh geometrisi kullanılmıştır. Düğüm sayısı, mesh yoğunluğu da GBYP çalışma prensibine göre belirlenmiştir.

GBYP modellenmesinde yapılan kabuller aşağıda sırasıyla belirtilmiştir:

- Gaz akışı süreklidir.
- Yakıt pili kararlı olarak kabul edilmiştir.
- Membranlar tamamen su ile doyurulmuştur ve homojen bir yapıya sahiptirler.
- Gazlar yalnızca difüzyon yoluyla aktarılırlar
- Difüzyon tabakalarındaki ve akım toplayıcı tabakalardaki Ohmik kayıplar ihmal edilmiştir
- Reaksiyona giren bütün gazlar ideal gaz davranışı göstermektedir.
- Viskozite sabittir

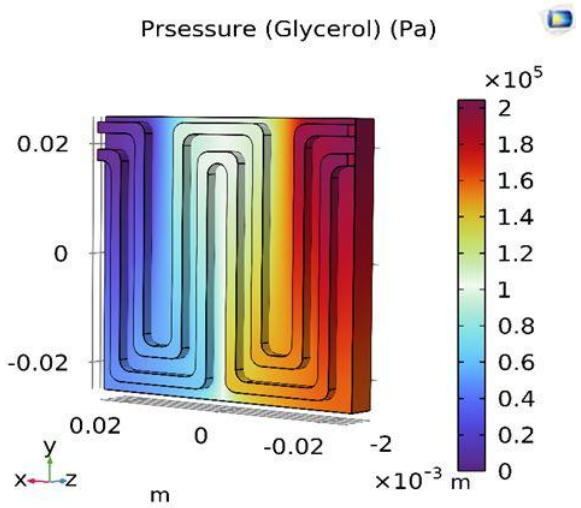
TARTIŞMA VE SONUÇ

İlgili çalışma kapsamında GBYP üzerine bir dizi sayısal çalışma gerçekleştirilmiştir. Sayısal olarak gerçekleştirilen çalışma deneysel olarak da doğrulanmıştır. Oluşturulan sayısal model sayesinde ilgili konuda yapılacak çalışmalarda daha az maliyetle ve daha kısa sürede analizler gerçekleştirilebilecektir.



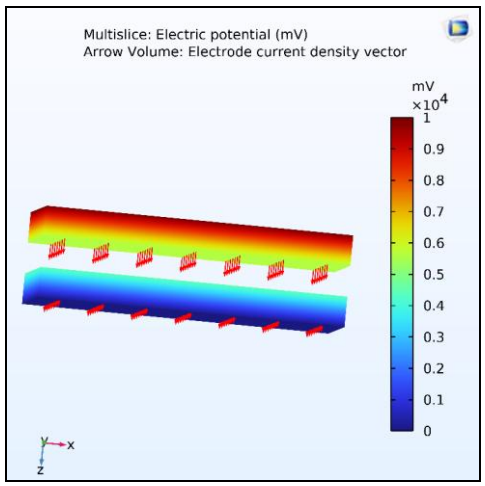
Şekil 8. GBYP'nin anot kısmındaki gliserolün hız dağılımı.

Şekil 8'de GBYP üzerinde bulunan anot plakalarda gliserolün hız dağılımı verilmiştir. Serpantin tipli kanal geometrisine bağlı olarak kanalda herhangi bir tıkanma veya yüksek bir yüzey direnci ile karşılaşılmadığı görülmektedir. Yakıt hücresine 0.5 Molar (ağırlıkça %5) gliserol girmekte ve kanal boyunca elektrokimyasal reaksiyon sonucu kullanılmaktadır. Anot akış plakalarındaki yüzey pürüzlülüğü, dirseklerin varlığı ve sınır tabaka etkisinden dolayı gliserolün hız dağılımının dirseklerde ve çıkış alanında azaldığı görülmektedir. Hız büyüklüğündeki artış, tepkime yakıtını katalizör katmanlarına iletmektedir. Böylece katalitik reaksiyonun verimliliği artar, dolayısıyla GBYP performansı iyileşir.



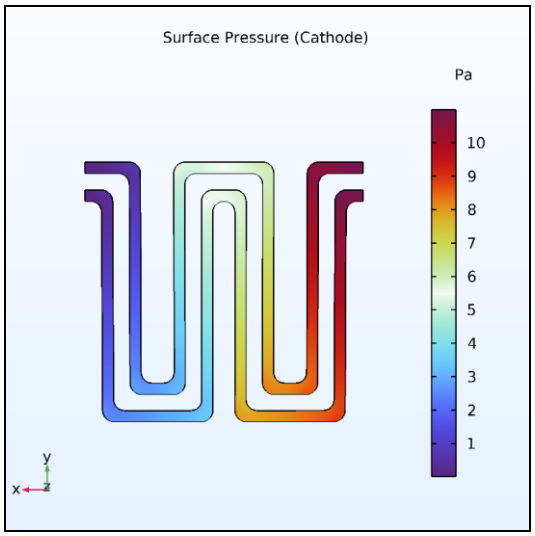
Şekil 9. GBYP'nin anot kısmındaki basınç dağılımı.

Tek serpantin tasarımının ~2x10^5 Pa'lık en yüksek basınç değerinden kanal içerisinde tasarımına bağlı olarak gerçekleşen basınç düşüşü ve dağılımı şekil 10'da görülmektedir. Gerçekleşen basınç düşüşü kanal tasarımında mevcut olan dirsek ve kanal geometrisinden kaynaklanmaktadır (Jinyi vd., 2025). Serpantin tipi akış alanında, sisteme pompalan gliserol yalnızca bir kanaldan geçmekte olup toplamda 8 dönüş yapmaktadır. Bu gliserolün yüksek derecede momentuma sahip olması ve kanal giriş çıkışı arasında yüksek bir basınç farkının bulunması akışkanın kanaldaki mevcut dirseklerden rahatlıkla geçişini sağlamaktadır. Şekil 9 incelendiğinde; kanal giriş basıncının 200 kPa olduğu ve kanal içerisindeki kayıplara bağlı olarak kanalın giriş çıkışı arasındaki basınç farkının 180 kPa'a kadar arttığı gözlemlenmektedir.



Şekil 10. Elektrot akım yoğunluğu (10 mV voltaj).

Tasarlanan GBYP geometrisine ve oluşturulan koşullara bağlı olarak katalizör yüzeyinde oluşan akım yoğunluğu dağılımı Şekil 10'da görülmektedir. Burada anot katalizör yüzeyinde birim alana düşen akımın yüksek olduğu ve membranın katot tarafında ise akım yoğunluğunun çok küçük değerlerde oluştuğu görülmektedir. Bu durum elektron hareket yönünün anottan katoda doğru olması ve katotta elektronların yük değerinin kaybetmesinden kaynaklanmaktadır. Akım yoğunluğu dağılım görseli incelendiğinde 10 mV değeri için maksimum, minimum akım ve ortalama akım yoğunluğu değerleri sırasıyla; 10 A, 0.2 A ve 0.5 A/cm^2 olarak ölçülmüştür. Yakıt pili çalışma koşulları incelendiğinde katalizör tabakası kısımlarında meydana gelen yerel akım yoğunluk dağılımının mümkün olduğu kadar homojen bir şekilde olması beklenmektedir. Yakıt pili elemanlarından olan katalizör tabakası yüzeyinde meydana gelen yerel akım yoğunluk değerlerinin dağılımında birbirinden uzak değerlerin olması ilgili katalizör tabakasının ömrünü kısaltmaktadır ve tüketim ömrünü azaltmaktadır (Berent vd., 2025). İlgili görseldeki akım yoğunluk dağılımı incelendiğinde bütün renk tonları arasında yumuşak bir geçişin olduğu ve bu durum da homojenliğin göstergesi olarak düşünülebilir. Elektrot yüzeyinin aynı çizgisi üzerinde olan her bir noktasında aynı akım yoğunluğunun elde edilmesi de yapılan tasarımda elektrot yüzeyinin her yerine homojen olarak gliserolün ulaştığı anlamına gelmektedir.



Şekil 11. GBYP'nin katot tarafındaki basınç dağılımı.

Şekil 11'de GBYP tasarımının katot bölgesindeki akış plakalarında oluşan basınç dağılımı görülmektedir. Katot akış plakalarına pompalanan oksijenin giriş basıncı 10 Pa iken çıkış bölgesindeki basıncın 1 Pa değerine kadar düştüğü görülmekte olup bu basınç düşümüne kanal tasarımı ve geometrisinin etki ettiği anlaşılmaktadır. GBYP sisteminden akım elde edilebilmesi için katot bölgesinde gerçekleşmesi gereken indirgeme tepkimeleri mevcuttur. Yapılan çalışma neticesinde belli değerde akım elde edildiği görülmekte ve bu durum sisteme pompalanan oksijen basıncının yeterliliği ile ilişkilendirilmektedir (Samir vd., 2025).

SONUÇ

Çalışma kapsamında sayısal olarak gerçekleştirilen GBYP sisteminde aşağıdaki sonuçlara ulaşılmıştır.

- GBYP sisteminde gerçekleştirilecek tasarımın her bir adımında kullanılması gereken denklemlerin, tanımlanması gereken bölgelerin

ve materyallerin önem arz ettiği görülmektedir (Jung vd., 2025).

- Oluşturulacak anot ve katot plakalarında tasarımın önemli bir parametre olduğu ve seçilen tasarıma bağlı olarak modelde tanımlanması gereken hız, basınç, debi değerlerinin değişebileceği sonucuna varılmıştır (Nguyen, 2025). Gerçekleştirilen çalışmada kullanılan tasarım sayesinde giriş ve çıkış noktası arasındaki basınç farkı literatüre göre daha az olmuştur.
- Yakıt pilleri tasarlanırken anot ve katot bölgesindeki basınç dağılımı ilgili bölgelerde meydana gelen tepkimelere yetebilecek seviyede olmalıdır. Böylece yakıt pilindeki her bir bölümde tepkimler gerçekleşir ve akım elde edilir. İlgili sonuçlar incelendiğinde yapılan tasarım sayesinde akış plakasının her noktasında basınç değerlerinin mevcut olduğu görülmektedir.
- Yapılan tasarımda gaz difüzyon tabakası porozitesinin elektrot yüzeyine temas edecek gliserolün homojenliğinin sağlanabilmesi için önem arz ettiği ve porozitenin bu durumun göz önüne alınarak seçilmesi gerektiği sonucuna varılmıştır (Dilvan ve Silviya, 2025). Elde edilen sonuçlar incelendiğinde gliserolün akış plakasının her noktasında mevcut olduğu ve çıkış kısmında da oldukça az olduğu fark edilmektedir. Böylece gliserolden maksimum düzeyde faydalanılmıştır.
- Elektrot yüzeyinin Anot tarafında akımın elde edildiği ve elde edilen akım yoğunluğu yönünün anottan katot yüzeyine doğru olması gerektiği sonucuna varılmıştır (Yadav vd., 2025). Elde edilen akım yoğunluğunun anot yüzeyindeki her noktadan elde edilmesi çalışmanın özgünlüğünü arttırmaktadır ve ilgili sonuç da bu duruma paralellik göstermektedir.
- Gerçekleştirilen çalışmalarda seçilecek yakıt tipine göre basınç, hız değerlerinin önem arz ettiği görülmekte olup ilgili çalışma kapsamında gliserol kullanıldığından (yüksek viskoziteli) bu durum göz önüne alınarak gerekli ayarlamalar yapılmıştır.

Bu alanda yapılacak çalışmalarda kanal geometrisi, gaz difüzyon tabakası porozitesi ve farklı yakıtlar konusunda çalışmalar yapılabilir ve ilgili yakıt pili sistemi geliştirilebilir.

TEŞEKKÜR

İlgili çalışmada kapsamında gerçekleştirilen deneysel/sayısal analizlerde Van Yüzüncü Yıl Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri Koordinatörlüğü tarafından desteklenen FOA-2025-11331, FDK-2023-10680 ve FBG-2022-10392 numaralı projeler ile hazırlanan altyapı kullanılmıştır.

KAYNAKLAR

Alaba, Peter & Lee, Ching Shya & Abnisa, Faisal & Aroua, Mohamed & Cognet, Patrick & Peres, Yolande & Daud, Wan. (2020). A review of recent progress on electrocatalysts toward efficient glycerol electrooxidation. Reviews in Chemical Engineering. 37. 10.1515/revce-2019-0013.

Antolini, Ermete. (2019). Glycerol Electro-Oxidation in Alkaline Media and Alkaline Direct Glycerol Fuel Cells. Catalysts. 9. 980. 10.3390/catal9120980.

Berent, Hasan & Cihan, Ertuğrul & Demir, Hasan. (2025). Examination of effect of inclination angle on RT35 HC thermal energy storage performance with honeycomb fins of different cell sizes. Journal of Energy Storage. 114. 115708. 10.1016/j.est.2025.115708.

Chakraborty, Suprava & Elangovan, Devaraj & Karthikeyan, P. & Fly, Ashley & Ravi, Dineshkumar & Seelan, Denis & Rajagopal, Thundil Karuppa Raj. (2022). A Review on the Numerical Studies on the Performance of Proton Exchange Membrane Fuel Cell (PEMFC) Flow Channel Designs for Automotive Applications. Energies. 15.9520.10.3390/en15249520.

Colpan, C. O. (2013). Akan elektrolitli doğrudan metanol yakıt pilinin modellemesi, Mühendis ve Makina, 54, 642, 30-40

Ouellette, David & Colpan, C. & Matida, Edgar & Cruickshank, Cynthia & Hamdullahpur, Feridun. (2015). A comprehensive 1D model of a flowing electrolyte-direct methanol fuel cell with experimental validation. International Journal of Energy Research. 39. 10.1002/er.3204.

Colpan, C. & Dincer, Ibrahim & Hamdullahpur, Feridun. (2007). Thermodynamic modeling of direct internal reforming solid oxide fuel cells operating with syngas. International Journal of Hydrogen Energy. 32. 787-795. 10.1016/j.ijhydene.2006.10.059.

Colpan, C. & Fung, Alan & Hamdullahpur, Feridun. (2012). 2D modeling of a flowing-electrolyte direct methanol fuel cell. Journal of Power Sources. 209. 301-311. 10.1016/j.jpowsour.2012.03.001.

Fan, Linfeng & Liu, Bowen & Liu, Xi & Senthilkumar, N. & Wang, Genxiang & Wen, Zhenhai. (2020). Recent Progress in Electrocatalytic Glycerol Oxidation. Energy Technology.

Gavrailov, Dilyan & Boycheva, Silviya. (2025). Comparative Studies of Three-Dimensional Complex Flow Field Designs in a Proton Exchange Membrane Hydrogen Fuel Cell. Energies. 18. 10.3390/en18092165.

Jung, Kyu-Seok & Jun, Young-Bae & Yoon, Jung-Sik & Yoon, Sung-Pil & Lee, Chang-Whan. (2025). Simulation of Molten Carbonate Fuel Cell with Dry Reforming of Methane (DR-MCFC). Energies. 18. 1863. 10.3390/en18071863.

Liu, Jinyi & Chen, Long & Dong, He & Fu, Lirong & Xiong, Hui & Liu, Yuhang & Tang, Yiwen. (2025). A numerical study on the performance of a novel arc-shaped solid oxide fuel cell. International Journal of Hydrogen Energy. 105. 1207-1216. 10.1016/j.ijhydene.2025.01.386.

Liu, W. ve Wang, C-Y. (2007). Electron transport in direct methanol fuel cells. Journal of Power Sources, 164, (2), 561–566

Liu, Wenpeng & Wang, Chao-Yang. (2007). Modeling water transport in liquid feed direct methanol fuel cell. Journal of Power Sources. 164. 189-195. 10.1016/j.jpowsour.2006.10.047.

Biswas, Mohamad & Wilberforce Awotwe, Tabbi. (2023). Dynamic Thermal Model Development of Direct Methanol fuel cell. International Journal of Thermofluids. 17. 100294. 10.1016/j.ijft.2023.100294.

Murgia, Giovanni & Pisani, L. & Shukla, Awadhesh & Scott, K.. (2003). A Numerical Model of a Liquid-Feed Solid Polymer Electrolyte DMFC and Its Experimental Validation. Journal of The Electrochemical Society - J ELECTROCHEM SOC. 150. 10.1149/1.1596951.

Nguyen, Xuan-Vien. (2025). Three-Dimensional Simulation of the Operating Characteristics of Cell Layers in Solid Oxide Fuel Cells. Applied Sciences. 15. 4462. 10.3390/app15084462.

Samir, A. & Sabry, Maowwad & Farahat, M. & Talaat, M.. (2025). Numerical investigation of high-temperature proton exchange membrane fuel cell conductivity at different parameters. Scientific Reports. 15. 5318. 10.1038/s41598-025-89277-6.

Wang, Z. & Wang, CY. (2003). Mathematical Modeling of Liquid-Feed Direct Methanol Fuel Cells. Journal of The Electrochemical Society - J ELECTROCHEM SOC. 150. 10.1149/1.1559061.

Huang, Taiming & Yi, Dingxun & Ren, Xun & Ma, Jingmao & Xiao, Yufan & Ding, Wu & Wan, Zhongmin & Wang, Xiao-Dong & Xie, Yijian & Zeng, Wei. (2024). Optimization of gas diffusion layer thickness for high-temperature proton exchange membrane fuel cells. Ionics. 30. 1-12. 10.1007/s11581-024-05370-2.

Yang, Weiwei & Zhao, T.. (2007). A two-dimensional, two-phase mass transport model for liquid-feed DMFCs. Electrochimica Acta - electrochim ACTA. 52. 6125-6140. 10.1016/j.electacta.2007.03.069.

Kısaltma	**Açıklama**
HAD	Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği
CFD	Computational Fluid Dynamics
Slpm	Standart Litre/Dakika
GBYP	Doğrudan Gliserol Yakıt Pili
ε	Gözeneklilik katsayısı (elektrot)
ρ	Yoğunluk (gaz karışım)
u	Hız vektörü (akışkan)
Sm	Üretilen ve tüketilen maddeler (yakıt hücresinde kimyasal tepkimeye girecek maddelerin elektrokimyasal tepkime boyunca)
P	Basınç
μ	Vizkozite
Su	Yakıt pilindeki gözenekli ortam şartlarına bağlı olarak oluşan terimdir
λeff	Etkili ısıl iletkenlik
Cp	Yakıt pili izobarik ısı
Sh	Enerji kaynağı
Sk	Hacimsel kaynak terimi
$Dkeff$	Etkili olan gaz difüzyon gücü
Φs	Potansiyel (katı faz)
Φm	Potansiyel (membran)
$\sigma seff$	Elektrik iletkenliği (etkili)
$\sigma meff$	İyonik iletkenlik (membran)

A NUMERICAL INVESTIGATION OF THE BATTERY PACK COOLING PERFORMANCE OF AN ELECTRIC FORMULA SAE VEHICLE

Ali Yiğit ÖZDİNGİŞ*, Arda ÇETİNER*,, Mehmet İPEKOĞLU*, Mehmet Gökhan GÖKÇEN***
*Turkish-German University, Faculty of Engineering, Department of Mechanical Engineering, 34820 Beykoz, İSTANBUL, e210505004@stud.tau.edu.tr, cetiner@tau.edu.tr, ipekoglu@tau.edu.tr, gokcen@tau.edu.tr
**Istanbul Technical University, Faculty of Aeronautics and Astronautics, Department of Aeronautical Engineering, 34485 Sarıyer, İSTANBUL, cetinera19@itu.edu.tr

Abstract: The rapidly increasing energy demand today is driving people towards different and sustainable energy sources. Due to the limited availability of fossil fuels and the environmental damage they cause, renewable energy sources are gaining increasing importance. Among these sources, environmentally friendly options such as solar, wind, and hydroelectric energy stand out. Beyond environmental benefits, renewable energy sources offer notable advantages in enhancing energy security and catalyzing economic growth within societies. This transition is evident in various facets of our lives, notably the automotive sector. Maximizing energy efficiency in electric vehicles is a critical factor for the sustainability and widespread use of this technology. To ensure the efficient operation of battery packs, they must be maintained within a specific temperature range. Overheating not only reduces battery performance but also poses safety risks. Therefore, the design and development of cooling systems used in electric vehicles have become a primary focus of engineering efforts. Innovative cooling solutions are being developed to ensure that batteries operate within their optimal temperature range. In this report, the temperature of the accumulator container of the TGR1-E vehicle, developed by the TGU Racing team and consisting of 720 18650 lithium-ion cells, was numerically calculated using ANSYS Fluent 24R1 software. Given that the races are held during the summer months, an ambient temperature of 300 Kelvin is deemed suitable. According to the regulations, the battery pack must not exceed 333 Kelvin, and it was actively cooled using fans. The pressure jump generated by the fans was set to 30 Pa. The power per unit volume produced by a single battery within the accumulator container is modeled as 72000 W/m^3. Due to the steady-state nature of the conditions, a time-independent simulation method has been selected. Numerical simulations have demonstrated that the incorporation of inlet and outlet fans for each battery unit is sufficient to ensure the stability of the temperature inside the battery pack.
Key Words: Cooling System, Heat Transfer, Heat Dissipation, FSAE, ANSYS.

INTRODUCTION

Global warming and the energy crisis have accelerated the transition from fossil fuels to renewable energy sources, a transformation that has significantly impacted many sectors, including the automotive industry [1]. Compared to electric vehicles, vehicles powered by fossil fuels generate more noise and emissions and are less energy efficient [2]. Even with today's advanced technologies, completely efficient energy transfer is not possible due to the fundamental laws of thermodynamics[3]. Therefore, maintaining reactions within optimal ranges is crucial for increasing energy efficiency and achieving maximum performance. A critical component in this transformation is the battery technology used in electric vehicles, especially in terms of temperature control. Overheating of batteries beyond their optimal temperature range can accelerate chemical reactions and lead to thermal runaway, while low temperatures may result in capacity loss, internal lithium plating, and reduced battery lifespan [4].

Lithium-ion batteries stand out as an effective technology for energy storage and transmission; however, they produce a significant amount of heat during charging and discharging cycles [5][6]. Bernardi and colleagues developed the Bernardi Heat Generation Model by assuming that heat is distributed homogeneously within the battery, identifying internal resistance and chemical reactions as the primary sources of this heat [7]. Jiang and his team studied 18650 lithium-ion cells and measured their thermal conductivity along different axes, highlighting the importance of thermal management in battery systems [8].

Battery cooling methods range from passive techniques such as natural or air cooling to more efficient solutions like liquid or direct cooling [9]. In an experiment conducted by Pesaran, it was found that an oil-cooled system was three times more effective than an air-cooled system in maintaining lower battery temperatures [9]. In the study conducted by Soparat et al., 24 different scenarios were established, and the impact of fans on the cooling performance was investigated[10].

The choice of material for busbars, which are used for energy transmission within battery packs, was investigated by Lewchalermwong and colleagues, while the effect of busbar thickness in high-current systems was studied by Plesca and his team [11][12].

In the study conducted by Liu et al., the y^+ value was kept low due to the low Reynolds number, and it was stated that the k–ω model is suitable for low Reynolds number flows. It was also observed in the same study that the source term generated by the batteries was calculated by dividing the heat power of the batteries by the module volume [13]. In the study by Mangrulkar, the effects of the y^+ value on temperature and flow characteristics in a cross-flow tube bank were examined, and it was reported that y^+ values of 0.1 and 1.0 yielded results that closely matched the reference data [14].

In this study, a simplified analysis of an air-cooled accumulator container of a Formula Student vehicle was conducted using fans for battery temperature management. Heat transfer was provided by fans, and the design was transferred into CFD analysis using simplified CAD files. The temperature distribution within the battery pack and the minimum and maximum temperatures of components inside the pack were calculated using numerical methods.

MATERIAL AND METHODS

1. Batteries Used

Our vehicle utilizes 18650-type lithium-ion batteries. These batteries have a nominal capacity of 3000 mAh and a nominal voltage of 3.50 V. The standard charging process is carried out at 1500 mA current and 4.2 V voltage and is considered complete when the current drops to 50 mA. The maximum charging voltage of the battery is 4.20 V ± 0.05 V, and the maximum charging current is specified as 4000 mA.

The standard discharge current is 600 mA, and the battery can be discharged down to 2.5 V during this process. In fast discharge mode, the battery can be discharged down to 2.5 V at currents of 10,000 mA or 20,000 mA. The maximum continuous discharge current is defined as 20,000 mA. The battery can maintain at least 70% of its capacity for 300 cycles with a 10 A discharge current and 4 A charging, and for 200 cycles with a 20 A discharge current.

Weighing 47.0 grams, the battery operates within a temperature range of 0°C to 50°C for charging, and 20°C to 75°C for discharging[15].

To calculate the heat loss of the batteries in units of W/m³, we must use the internal resistance values specified in the technical documentation of the batteries and obtained through test results. The following formula is used for this calculation:

$$W = i^2 \times r \ (1)$$

This formula allows us to compute the amount of heat generated by the battery cells. By dividing the resulting value by the volume of the module, we can determine the energy dissipation rate per unit volume.

The given values are as follows: internal resistance (R): 0.03 Ω, current (i): 30 A, module volume: 0.03 m³.Substituting these values into the formula, the amount of heat generated by a single cell can be calculated as:

$$W = i^2 \times r = (30)^2 \times 0.03 = 27W \ (2)$$

$$Total\ Heat\ Generated = 27 \times 80 = 2160W \ (3)$$

When we divide this value by the volume of the module, the heat generated per unit volume is calculated as:

$$W_{Total} \div Volume = 2160 \div 0.03 = 72000W/m^3 \ (4)$$

In the simulation, the thermal conductivity values of our battery cells must be defined in the software. According to a study conducted by Jiang and colleagues, the axial thermal conductivity of lithium-ion cells was found to range between 10.26 W/mK and 14.20 W/mK, while the radial thermal conductivity was found to range between 1.84 W/mK and 2.87 W/mK [8].

2. Accumulator Container

Our accumulator container consists of a total of nine modules connected in series. Each module contains ten submodules connected in series. Each submodule includes eight 18650-type lithium-ion cells, also connected in parallel. Comprising a total of 720 cells, the accumulator container is capable of delivering a maximum voltage of 378 V. The Battery Management System (BMS) supplies the energy required by the motor from this battery pack, thereby meeting the vehicle's energy demand.

Each submodule consists of 8 battery cells. On the outermost part of the submodules, there is a polycarbonate housing produced using a 3D printer, which encloses the battery cells and busbars. Nine submodules come together to form a single module, and the battery pack is created by placing these modules side by side. On top of the battery pack, the motor controller, Battery Management System (BMS), and various electronic boards are located. As the outer casing material of the pack, a 1 mm thick steel plate is used.

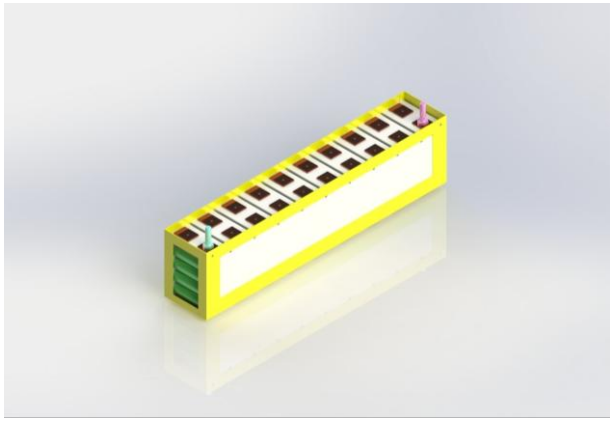


Figure 1: One modul of TGR 1-E's TSAC

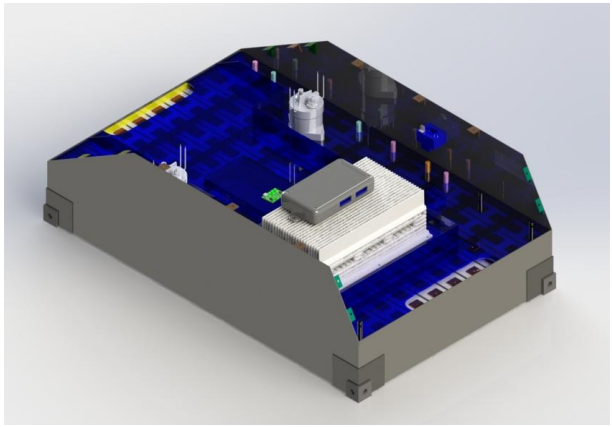


Figure 2: TSAC of TGR 1-E

3. Cooling Tools

An active cooling method is planned to be implemented for the cooling of the battery pack. Each module will include a total of two fans, one for air intake and one for exhaust, both powered by the low-voltage system. According to this design, a total of 18 fans will be used throughout the entire battery pack.

In order to optimize the enclosure area occupied by the modules and ensure minimal space usage, the selected fans are intended to have a maximum diameter of 50 mm and a thickness of 30 mm. This dimensional constraint has been defined as a key criterion in the cooling system design, both in terms of performance efficiency and spatial efficiency.

4. Busbars

The material selection for our busbars was based on the study conducted by Lewchalermwong and colleagues [10]. Considering the criteria of cost, thermal management, and energy transmission efficiency, copper was chosen as the material for the busbars.

The thickness of the busbars plays a critical role in terms of energy loss and safety. Based on the formulas provided in the study published by Plesca and colleagues, the busbar thickness was calculated to be 1.75 mm. However, due to the difficulty of sourcing copper at this exact thickness and considering this is our first experience, we decided to use 2 mm thick busbars in the battery pack, as they are easier to obtain and considered to be safer.

5. Simulation

The solid model prepared for the CFD analysis was meshed using the Watertight Geometry feature in Fluent Meshing. A minimum element size of 4 mm and a maximum element size of 128 mm were selected, and the mesh was generated using the Poly-Hexcore method. These values were determined to be the most suitable in terms of both simulation accuracy and computational efficiency. After the meshing process, the mesh quality was evaluated based on skewness and orthogonal quality. The resulting mesh had a maximum skewness of 0.85 and a minimum orthogonal quality of 0.15. These values were considered acceptable for performing the simulation, and the process proceeded in Fluent.

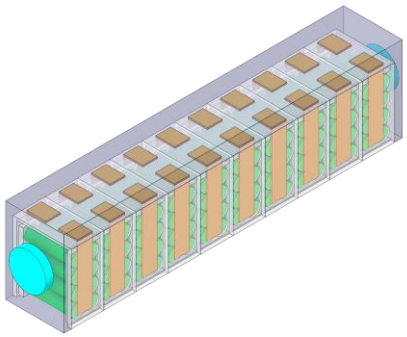


Figure 3: CFD CAD model

Since a flow analysis involving heat transfer was to be conducted, the Energy option under the Models tab was activated, and the SST k-omega turbulence model was selected before proceeding to the material assignment. For the fluid and busbars, the default values defined in the system were used. For the batteries, however, specific values for specific heat and thermal conductivity were assigned. The specific heat was set to 1200 J/(kg·K), and the thermal conductivity values were taken from the study by Jiang et al[8].

Under the Cell Zone Conditions section, the Source Terms option was enabled for the batteries, and the calculated energy value of 72000 W/m³ '**eq.(4)**' was assigned. In the boundary conditions, the inlet and outlet types were modified to intake fan and exhaust fan, respectively, with a constant pressure jump value of 30 Pa assigned to both fans. Considering that the competition takes place in the summer months, the inlet and outlet temperature was set to 300 K.

In the Report Definitions section, critical points were defined to monitor the accuracy of the simulation, and the convergence behavior of pressure and temperature values at these points was examined. In the Residuals section, convergence criteria were defined as follows: 0.001 for

x, y, z velocities, k, and omega; 0.0002 for the continuity equation; and 1×10^{-5} for the energy equation. Following the initialization process, the loosely coupled Conjugate Heat Transfer option was activated in the Run Calculation section, and the implicit coupling method was selected. For the coupling control parameter, a value of 10 iterations was entered, and the simulation was subsequently started.

RESULTS

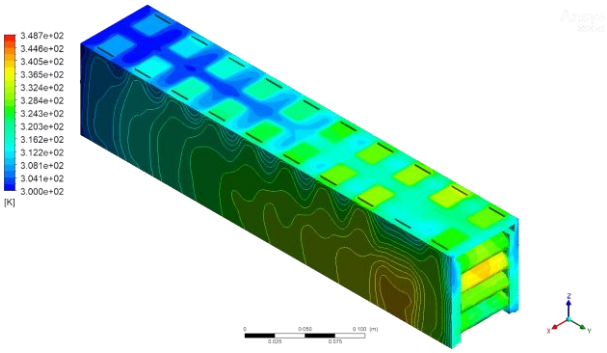


Figure 4: Isometric view of the results

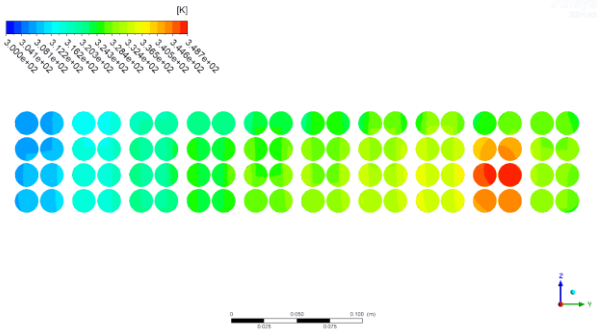


Figure 5: Side view of the battery cell temperatures

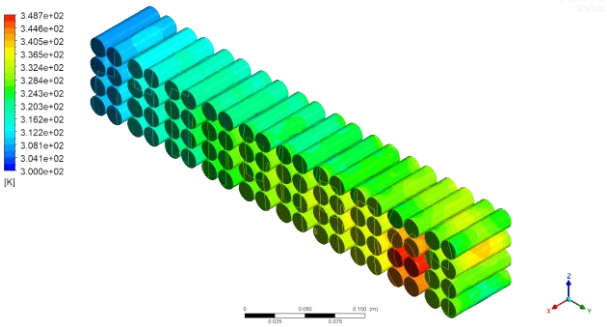


Figure 6: Isometric view of the battery cell temperatures

Based on the pressure and temperature data obtained from the critical points, the simulation was evaluated as converged. The hottest point in the battery pack was determined to be 348,6 Kelvin, and this point was observed to be located in the lower region near the outlet of the pack. Due to the positioning of the fans, it was a natural result for this region to be the hottest. The coldest point in the pack was found to be at the same temperature as the inlet air and located directly opposite the fans. The busbars responsible for energy transmission were made of high thermal conductivity materials, contributing effectively to heat transfer from the batteries. The highest temperature reached by the busbars was 337,3 Kelvin, occurring at the same location as the hottest point of the batteries. The target was to achieve an average y^+ value of 1 on the battery surfaces. As a result of the simulation, the average y^+ value was found to be approximately 1.66, which was considered acceptable. Due to computational limitations and geometry issues, the boundary layer was modeled using only 2 layers, which is believed to have potentially influenced the results.

CONCLUSION

This study focuses on the cooling simulation of a battery pack used in Formula Student vehicles, where performance is a primary concern. While existing research predominantly examines battery packs in passenger vehicles, this study addresses the battery pack of a high-performance vehicle.

Due to the symmetric structure of the accumulator container and the large computational volume, only a single module was analyzed, and it was not necessary to simulate the entire pack. It was assumed that the hottest region of the pack would align along the same axis in each module.

Since a time-independent simulation model was selected, a constant current of 30 A—representing the maximum continuous current that can be drawn from the cells—was applied. Considering that such a high continuous current will not be drawn from the cells during the actual race, it is not expected that the pack will reach these temperature values. Although it was determined that the regulatory limit of 333 K was exceeded, as mentioned above, the current drawn from the cells will vary over time, so this is not expected to pose a problem. In future iterations, it is anticipated that the obtained temperature values can be further reduced by using more effective fans or by switching to a liquid cooling system.

In the future, real-life tests are planned to verify the accuracy of the data obtained from this numerical study. The analysis could be conducted in a more realistic manner by using a denser mesh network and a boundary layer structure with more layers. However, considering cost and time constraints, conducting real-life tests is a more feasible and appropriate approach than further refining the numerical simulation.

NOMENCLATURE

i	Current [A]
k	Turbulence kinetic energy
R	Internal resistance [Ω]
T	Temperature [K]
V	Voltage [V]

W Heat generated [W]

y^+ Dimensionless wall distance

ω Specific dissipation rate

ACKNOWLEDGMENTS

First and foremost, we would like to express our sincere gratitude to the electrical department of the TGU Racing team for their open-source approach in providing and sharing data, to all team members, and to everyone who contributed to the construction of the TGR 1-E. Additionally, we are grateful to the Turkish--German University UYAM Simulation and Modeling Laboratory for their valuable support for our project.

REFERENCES

[1] Brown, S., Pyke, D., and Steenhof, P., "*Electric Vehicles: The Role and Importance of Standards in an Emerging Market[J]*," Energy Policy 38, no. 7 (2010): 3797-3806.

[2] Baptista, P., Tomas, M., and Silva, C., "*Plug-in Hybrid Fuel Cell Vehicles Market Penetration Scenarios[J],*" International Journal of Hydrogen Energy 35, no. 18 (2010): 10024-10030

[3]Allahverdyan, Armen E., et al. "Carnot cycle at finite power: attainability of maximal efficiency." *Physical review letters* 111.5 (2013): 050601.

[4] Wu, M.S. and Chiang, P.C.J., "*High-Rate Capability of Lithium-Ion Batteries after Storing at Elevated Temperature[J]*," Electrochemical Acta 52, no. 11 (2007): 3719-3725.

[5]Y. Jia, S. Yin, B. Liu, H. Zhao, H. Yu, J. Li, J. Xu, *Unlocking the coupling mechanical-electrochemical behavior of lithium-ion battery upon dynamic mechanical loading,* Energy. 166 (2019) 951–960

[6]X. Yang, S. Tan, J. Liu, *Thermal management of Li-ion battery with liquid metal*, Energy Convers. Manag. 117 (2016) 577–585

[7]Bernardi, D., Pawlikowski, E., and Newman, J., "*A General Energy Balance for Battery Systems[J],*" Journal of the Electrochemical Society 132, no. 1 (1985): 5-12.

[8]Jiang, Yihang, Jian Huang, Peicheng Xu, and Peiyong Wang. "*Axial and Radial Thermal Conductivity Measurement of 18,650 Lithium-Ion Battery.*" Journal of Energy Storage 72 (2023): 108516

[9]Pesanran, A.A., *Battery Thermal Management in EVs and HEVs: Issues and Solution[C]*. Proceedings of Advanced Automotive Battery Conference, 2001.

[10]Soparat, J., Sritham, W., Teralapsuwan, A., Srisurangkul, C. et al., "Computational Study on Design of Battery Cooling System for Retrofitted EV Passenger Cars," SAE Technical Paper 2015-01-0102, 2015

[11]Lewchalermwong, N., M. Masomtob, V. Lailuck, ve C. Charoenphonphanich. "*Material Selection and Assembly Method of Battery Pack for Compact Electric Vehicle.*" IOP Conference Series: Materials Science and Engineering 297, no. 012019 (2018).

[12]Plesca, Adrian. "*Thermal Analysis of Busbars from a High Current Power Supply System.*" Energies 12, no. 2288 (2019).

[13]Liu, Z., Xie, M., Lu, C., & Pei, S. (2022). *Pressure drop and heat transfer analysis of power battery liquid cooling system* (SAE Technical Paper 2022-01-7122). SAE International.

[14]C K Mangrulkar et al 2019 J. Phys.: Conf. Ser. 1240 012110

[15]Lg 18650HG2 Datasheet

PARALEL İKİ LEVHA ARASI AKIŞTA ISIL GİRİŞ BÖLGESİNDE YEREL NUSSELT SAYISININ BELİRLENMESİ

Aydın Hacı DÖNMEZ*, Lütfullah KUDDUSİ*

**Haliç Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü, 34060 Eyüpsultan, İSTANBUL,
aydindonmez@halic.edu.tr, lutfullahkuddusi@halic.edu.tr

Özet: Boru veya kanalların, hidrodinamik olarak gelişmiş ancak ısıl olarak gelişmekte olan bölgesine giriş bölgesi olarak adlandırılmış olup bu probleme literatürde Graetz Problemi denir. Asimetrik ısıtmadan dolayı ısıl giriş bölgesinde alt ve üst levhalarda sıcaklıklar sabit olup birbirinden farklıdır. Isı geçişinin yüzeylerden akışkana doğru olduğu, akış yönünde ısı iletiminin ihmal edildiği ve termofiziksel özeliklerin sabit olduğu kabul edilmiştir. Akışın hidrodinamik olarak gelişmiş ve herhangi bir kesit boyunca akış yönünde hızın sabit olduğu varsayılmıştır. Levhanın üst ve alt tarafları için ısıl çözümlemeler ayrı ayrı yapılmıştır. Sonuçta yerel ısı taşınım katsayıları ile yerel Nusselt sayıları analitik olarak elde edilmiştir.
Anahtar Kelimler: Paralel levha, Graetz problemi, Isıl giriş bölgesi, Yerel Nusselt sayısı.

DETERMINATION OF THE LOCAL NUSSELT NUMBER IN THE THERMALLY DEVELOPING REGION OF FLOW BETWEEN TWO PARALLEL PLATES

Abstract: The region in pipes or channels that is hydrodynamically developed but thermally developing is referred to as the entrance region, and this problem is known in the literature as the Graetz Problem. Due to asymmetric heating, the temperatures at the upper and lower plates in the thermal entrance region are constant but different from each other. It is assumed that heat transfer occurs from the surfaces to the fluid, axial heat conduction is neglected, and thermophysical properties are constant. The flow is considered hydrodynamically developed, and the velocity in the flow direction is assumed to be constant across any cross-section. Thermal analyses were carried out separately for the upper and lower surfaces of the plate. As a result, the local heat convection coefficients and local Nusselt numbers were obtained analytically.
Keywords: Parallel plate, Graetz problem, Thermal entrance region, Local Nusselt number

GİRİŞ

Dairesel borular veya paralel levhalar gibi kanallarda, hız profili tamamen gelişmişken ısıl olarak gelişen bölgelerde gerçekleşen ısı transferi, literatürde klasik Graetz problemi olarak adlandırılır. Bu problem, mühendislerin yanı sıra matematikçilerin de dikkatini çeken bir problem olmuştur. Akışın laminer ve hidrodinamik olarak gelişmiş olduğunun yanı sıra fiziksel özelliklerinin sabit olduğu varsayılır. Bu problem ilk olarak (Graetz,1885) tarafından dairesel kesitli borular için sonsuz sayıda özdeğer içeren sonsuz seri biçiminde çözülmüştür. (Notter ve Sleicher, 1972) türbülanslı Graetz problemini $10^4<Re<10^6$ aralığında sayısal olarak çözerek ısı geçişini hem giriş hem de tam gelişmiş bölgede incelemişlerdir. Elde edilen sonuçların, $0<Pr<10^4$ aralığında olan deneysel verilerle yüksek uyum gösterdiğini ortaya koymuşlardır. Bir başka çalışmada dairesel bir boruda hidrodinamik olarak tam gelişmiş viskoz akışın taşınımla ısı transferi özellikleri, düşük Reynolds veya Peclet sayısı gibi basitleştirici varsayımlar yapılmaksızın analiz edilmiştir. Çalışma sonucunda tam değeri 3.6568 olan asimptotik Nusselt sayısı 3.6565 olarak elde edilmiştir (Ebadian ve Zhang, 1989). (Bennett *vd*, 2019) dairesel borular ve paralel plakalar için Graetz problemini incelemiş ve farklı geometriler ile ısıl sınır koşulları altında Nusselt sayıları için korelasyonlar önermiştir. Önerilen korelasyonların, rastgele şekilli geometriler için de geçerli olduğunu ve kesin çözümlerle %1,5 hata payı içinde uyum sağladığını belirtmiştir. (Silva Telles vd., 2001) tarafından kanallar içindeki laminer zorlanmış taşınımla ısı transferi problemleri, eksenel iletim de dahil edilerek ve üç temel sınır koşulu tipi altında, tam olarak çözülmüştür. Önerilen çözüm yöntemi, parabolik hız profiline sahip boru akışı ve üç farklı sınır koşulu türü için yapılan uygulamalarda test edilmiş ve literatür ile uyumlu sonuçlar elde edilmiştir. (Weigand ve Laufer, 2004) tarafından yürütülen bir çalışmada parçalı sabit duvar sıcaklığı sınır koşulları altında genişletilmiş Graetz probleminin tamamen analitik bir çözümünü sunulmaktadır. Çözüm, taşınım-difüzyon denkleminin birinci mertebeden iki kısmi diferansiyel denkleme ayrıştırılmasıyla elde edilen öz-adjoint bir kurguya dayanmaktadır. Analitik sonuçlar mevcut sayısal hesaplamalarla karşılaştırılmış ve iyi bir

uyum gözlemlenmiştir. Her ne kadar literatürde Graetz problemi için Newton tipi olmayan akışkan varsayımı (Johnston, 1994) ve çeşitli sayısal yöntemlerin uygulandığı çalışmalar (Pierre *vd*, 2014 ve Khan *vd*. 2021) mevcut olsa da bu çalışma kapsamında Newton tipi akışkan varsayımıyla analitik bir çözüm gerçekleştirilmiştir.

MATEMATİKSEL MODEL

İki paralel düz levha arasından geçen akışın sıcaklığı T_i'dir. Akış paralel plakalar doğrultusunda ve hidrodinamik olarak gelişmiştir. Bir diğer ifade ile akış hızının levhalara dik bileşeni ve levha doğrultusundaki bileşeninin gradyeni sıfırdır. Bu durum matematiksel olarak aşağıdaki eşitliklerle ifade edilir.

$$v = 0 \qquad ve \qquad \frac{\partial u}{\partial x} = 0 \tag{1}$$

Akışın hidrodinamik olarak gelişmiş olmasının yanı sıra herhangi bir kesit boyunca akış yönünde hızın sabit olduğu varsayılmıştır. Bu varsayım neticesinde, akış bir katı akışıymış gibi düşünülebilir. Bu durumda aşağıdaki gibi ifade edilebilir:

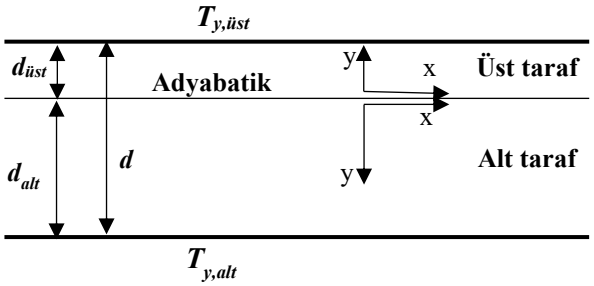
$$u = u_m = sabit \tag{2}$$

Farklı sabit sıcaklıklarda tutulan iki paralel levha söz konusudur. Dolayısıyla, bu iki plakanın arasında bir adyabatik yüzey mevcuttur. Bahsi geçen asimetrik ısıtma sınır koşuluna göre adyabatik yüzey alt ve üst levhalardan sırasıyla d_{alt} ve $d_{üst}$ mesafesi olan bir noktadadır. x ekseni akış doğrultusunda iken y ekseni levhalara diktir. Adyabatik yüzey ile üst plaka arasındaki bölge "üst taraf", alt plaka arasındaki bölge is "alt taraf" olarak adlandırılmaktadır. y eksenin yönü üst taraf için alt levhadan üst levhaya doğru, alt taraf için üst levhadan alt levhaya doğrudur.

Plakalar sabit sıcaklıkla olduğunda adyabatik yüzey plakaların simetri düzleminde oluşacaktır. Asimetrik ısıtma söz konusu olduğunda ise adyabatik yüzey düşük sıcaklıktaki levhaya yüksek sıcaklıktaki levhadan daha yakın bir düzlemde konumlanacaktır. Problemde alt levhan sıcaklığının üst levha sıcaklığından daha yüksek olduğu kabulü yapılmıştır. Bu durumda aşağıdaki eşitsizlik geçerli olur:

$$T_{y,alt} > T_{y,üst} \qquad \rightarrow \qquad d_{alt} > d_{üst} \tag{3}$$

Şekil 1'de bahsi geçen iki paralel düz levha arasında akış probleminin ve seçilen koordinat sistemin şematik olarak gösterilmektedir.



Şekil 1. İki paralel düz levha arasında akışta seçilen koordinat sistemi.

Üst Taraf İçin Isıl Çözüm

Isıl çözümlemenin yapılabilmesi için enerji denklemi yazılarak ilgili sınır şartları ortaya konmalı ve problemin çözümü bu sınır şartlarına göre yapılmalıdır. Enerji denklemi ve üst taraf için ısıl sınır şartları aşağıdaki denklemler ile ifade edilmektedir.

$$\rho c_p \left(u \frac{\partial T}{\partial x} \right) = k \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \tag{4}$$

$$x = 0 \quad \rightarrow \quad T(x,y) = T_i \tag{5}$$

$$y = d \quad \rightarrow \quad T(x,y) = T_{y,alt} \tag{6}$$

$$y = 0 \quad \rightarrow \quad \frac{\partial T(x,y)}{\partial y} = 0 \tag{7}$$

Yukarıda listelenen denklemler boyutludur. Boyutsuzlaştırma ile farklı geometriler ve sistemler karşılaştırılabilir hale gelir ve bu sayede hangi fiziksel etkilerin baskın olduğu ortaya konabilir. Bu nedenle denklemlerin boyutsuzlaştırılması benzeşim analizi yapabilmek açısından önemlidir.

Yukarıdaki denklemler boyutsuz sıcaklık, boyutsuz x ve y koordinatları ve karakteristik uzunluk L_c, aşağıdaki gibi tanımlanarak enerji denklemi ve sınır şartları boyutsuzlaştırılmıştır.

$$\theta_{üst} = \frac{T_{üst} - T_{y,üst}}{T_i - T_{y,üst}} \tag{8}$$

$$\xi = \frac{k}{\rho u_m c_p d^2} x \tag{9}$$

$$\eta = \frac{y}{d} \tag{10}$$

$$L_c = d \tag{11}$$

Boyutsuz parametrelerin tanımlanması ile enerji denklemi ve ilgili sınır şartları boyutsuzlaştırılmış olur. Boyutsuz enerji denklemi ve sınır şartları aşağıdaki gibidir:

$$\frac{\partial \theta_{üst}}{\partial \xi_{üst}} = \frac{\partial^2 \theta_{üst}}{\partial \eta_{üst}^2} \tag{12}$$

$$\xi_{üst}=0 \quad \rightarrow \quad \theta_{üst}(\xi_{üst},\eta_{üst})=1 \tag{13}$$

$$\eta_{üst}=1 \quad \rightarrow \quad \theta_{üst}(\xi_{üst},\eta_{üst})=0 \tag{14}$$

$$\eta_{üst}=0 \quad \rightarrow \quad \frac{\partial\theta_{üst}(\xi_{üst},\eta_{üst})}{\partial\eta_{üst}}=0 \tag{15}$$

Bu denklem sınır koşullarıyla birlikte çözüldüğünde, giriş bölgesi sıcaklık dağılımı $\theta_{üst}=(\zeta_{üst},\eta_{üst})$ bulunur. Diferansiyel denklemi ve $\eta_{üst}$ ile ilgili sınır koşulları homojendir, değişkenlere ayırma metodu ile çözülebilir.
Değişkenlere ayırma metodu ile bir kısmi diferansiyel denklem birden fazla tek değişkenli adi diferansiyel denklemler cinsinden ifade edilebilir. Birden fazla bağımsız değişkenin fonksiyonu olan kısmi diferansiyel denklemin çözümünün birer bağımsız değişkene bağlı adi diferansiyel denklemlerin çarpımı şeklinde olduğu varsayılır.

$$\theta_{üst}(\xi_{üst},\eta_{üst})=X(\xi_{üst})Y(\eta_{üst}) \tag{16}$$

Değişkenlere ayırma metodu kullanılarak elde edilen iki adi diferansiyel denklemi aşağıdaki gibidir.

$$\frac{\partial X}{\partial\xi_{üst}}+\lambda^2X=0 \tag{17}$$

$$\frac{\partial Y}{\partial\eta_{üst}}+\lambda^2Y=0 \tag{18}$$

İkinci adi diferansiyel denklem ve onun sınır şartları bir Sturm-Liouville sistemi oluşturur. Bir Sturm-Liouville problemi (ve ikinci adi diferansiyel denklem ve onun sınır şartları), belli ve sonsuz sayıda özdeğerlerde ve bunlara karşılık sonsuz sayıda tekil çözüm, başka bir deyişle özfonksiyon tarafından sağlanır. Sturm-Liouville probleminde tekil çözümlerin "ortogonal" fonksiyonlar olduğunu unutmamak gerekir. Birinci ve ikici adi diferansiyel denklemin çözümü yapılıp sınır şartları uygulanırsa boyutsuz sıcaklık dağılımı aşağıdaki gibi elde edilir.

$$\theta_{üst}(\xi_{üst},\eta_{üst})= \sum_{n=0}^{\infty}\frac{2}{\lambda_{n,üst}}(-1)^n e^{-\lambda_{n,üst}^2\xi_{üst}}\cos\lambda_{n,üst}\eta_{üst} \tag{19}$$

Burada λ'nın özdeğeri temsil ettiğini belirtmek gerekir. Adyabatik olan üst taraf alt yüzey sıcaklığı, sıcaklık dağılımı ifadesinde $\eta_{üst}=0$ alınarak hesaplanır. Adyabatik olan üst taraf alt yüzey sıcaklığı bulunduktan sonra Fourier'in ısı iletim denklemi yardımıyla ısı akısı elde edilebilir.

$$q_x''=k\left(\frac{\partial T_{üst}}{\partial y}\right)_{y=d_{üst}}= -2\frac{k}{d_{üst}}\left(T_i-T_{y,üst}\right)\sum_{n=0}^{\infty}(-1)^n\sin\lambda_{n,üst}e^{-\lambda_{n,üst}^2\xi_{üst}} \tag{20}$$

Ardından, Newton'un soğuma kanunu ile de yerel ısı taşınım katsayısı bulunur.

$$h_{x,üst}=\frac{q_x''}{T_{y,üst}-T_{m,üst}}= \frac{k}{d_{üst}}\frac{\sum_{n=0}^{\infty}(-1)^n\sin\lambda_{n,üst}e^{-\lambda_{n,üst}^2\xi_{üst}}}{\sum_{n=0}^{\infty}\frac{1}{\lambda_{n,üst}^2}(-1)^n\sin\lambda_{n,üst}e^{-\lambda_{n,üst}^2\xi_{üst}}} \tag{21}$$

Son olarak, Nusselt sayısı tanımından yola çıkılarak yerel Nusselt sayısı hesaplanabilir.

$$Nu_{x,üst}=\frac{h_{x,üst}L_c}{k}= \frac{\sum_{n=0}^{\infty}(-1)^n\sin\lambda_{n,üst}e^{-\lambda_{n,üst}^2\xi_{üst}}}{\sum_{n=0}^{\infty}\frac{1}{\lambda_{n,üst}^2}(-1)^n\sin\lambda_{n,üst}e^{-\lambda_{n,üst}^2\xi_{üst}}} \tag{22}$$

Üst taraf için yapılan ısıl çözümleme boyutsuz sıcaklık dağılımı, yerel ısı taşınım katsayısı ve yerel Nusselt sayısının elde edilmesi ile tamamlanmıştır. Adı geçen parametreler alt tarafın ısıl çözümlemesi yapıldıktan sonra alt taraf için de elde edilecektir.

Alt Taraf İçin Isıl Çözüm

Adyabatik yüzeyin alt tarafı için yapılan ısıl çözümlemede, üst tarafta detaylıca anlatılan çözümleme yöntemine benzer bir yaklaşım kullanılacaktır. Alt taraf çözümlemesinin üst taraf çözümlemesinden en temel farkı sınır şartlarındadır. Üst tarafın ısıl çözümlemesinde üst yüzey sabit sıcaklık ve alt yüzey adyabatik iken, alt taraf çözümlemesinde üst yüzey adyabatik olup alt yüzey sabit sıcaklıkta tutulmaktadır.
Sınır şartları yazılıp boyutsuzlaştıma yapıldıktan sonra değişkenlerine ayrıma yöntemi kullanılarak çözümleme yapıldığında boyutsuz sıcaklık dağılımı aşağıdaki gibi elde edilir.

$$\theta_{alt}(\xi_{alt},\eta_{alt})= \sum_{n=0}^{\infty}\frac{2}{\lambda_{n,alt}}(-1)^n e^{-\lambda_{n,alt}^2\xi_{alt}}\cos\lambda_{n,alt}\eta_{alt} \tag{23}$$

Alt taraftaki taşınım çözümlemesi için benzer şekilde Newton'un soğuma kanunu kullanılarak yerel ısı taşınım katsayısı elde edilir.

$$h_{x,alt} = \frac{q_x^{"}}{T_{y,alt} - T_{m,alt}} = \frac{k}{d_{alt}} \frac{\sum_{n=0}^{\infty} (-1)^n \sin\lambda_{n,alt} e^{-\lambda_{n,alt}^2 \xi_{alt}}}{\sum_{n=0}^{\infty} \frac{1}{\lambda_{n,alt}^2} (-1)^n \sin\lambda_{n,alt} e^{-\lambda_{n,alt}^2 \xi_{alt}}} \quad (24)$$

Alt taraf için Nusselt sayısı da üst taraf çözümlemesinde yapıldığı gibi Nusselt sayısı tanımından yola çıkılarak elde edilir ve alt taraf içim yerel Nusselt sayısı aşağıdaki gibi elde edilir.

$$Nu_{x,alt} = \frac{h_{x,alt} L_c}{k} = \frac{\sum_{n=0}^{\infty} (-1)^n \sin\lambda_{n,alt} e^{-\lambda_{n,alt}^2 \xi_{alt}}}{\sum_{n=0}^{\infty} \frac{1}{\lambda_{n,alt}^2} (-1)^n \sin\lambda_{n,alt} e^{-\lambda_{n,alt}^2 \xi_{alt}}} \quad (25)$$

Böylelikle alt taraf ve üst taraf için ısıl çözümleme işlemi tamamlanmış olur.

SEMBOLLER

c_p	Sabit basınçta özgül ısı
d	Plakalar arası mesafe
d_{alt}	Adyabatik yüzey ile alt plaka arasındaki mesafe
$d_{üst}$	Adyabatik yüzey ile üst plaka arasındaki mesafe
$h_{x,alt}$	Alt taraf için yerel ısı taşınım katsayısı
$h_{x,üst}$	Üst taraf için yerel ısı taşınım katsayısı
k	Isı iletim katsayısı
L_c	Karakteristik uzunluk
$Nu_{x,alt}$	Alt taraf için yerel Nusselt sayısı
$Nu_{x,üst}$	Üst taraf için yerel Nusselt sayısı
$q_x^{"}$	Yerel ısı akısı
T	Sıcaklık
T_i	Paralel levhalar arasındaki akışkanın sıcaklığı
$T_{m,alt}$	Alt yüzeyin ortalama sıcaklığı
$T_{m,üst}$	Üst yüzeyin ortalama sıcaklığı
$T_{y,alt}$	Alt levhanın yüzey sıcaklığı
$T_{y,üst}$	Üst levhanın yüzey sıcaklığı
u	Akış doğrultusundaki hız
u_m	Akış doğrultusundaki ortalama hız
v	Akış doğrultusuna dik hız
ζ_{alt}	Alt taraf için boyutsuz x koordinatı
$\zeta_{üst}$	Üst taraf için boyutsuz x koordinatı
η_{alt}	Alt taraf için boyutsuz y koordinatı
$\eta_{üst}$	Üst taraf için boyutsuz y koordinatı
θ_{alt}	Alt taraf için boyutsuz sıcaklık
$\theta_{üst}$	Üst taraf için boyutsuz sıcaklık
λ	Özdeğer
ρ	Akışkanın yoğunluğu

KAYNAKLAR

Bennett, T. D., 2019, Correlations for the Graetz problem in convection–Part 1: For round pipes and parallel plates. International *Journal of Heat and Mass Transfer*, 136, 832-841.

Ebadian, M. A. and Zhang, H. Y., 1989, An exact solution of extended Graetz problem with axial heat conduction. International Journal of Heat and Mass *Transfer*, 32(9), 1709-1717.

Graetz, L., 1885, Über die wärmeleitungsfähigkeit von flüssigkeiten. *Annalen der Physik*, 261(7), 337-357.

Johnston, P. R., 1994, A solution method for the Graetz problem for non-Newtonian fluids with Dirichlet and Neumann boundary conditions. *Mathematical and Computer Modelling*, 19(2), 1-19.

Khan, M. W. S., Ali, N., ve Asghar, Z., 2021, Thermal and rheological effects in a classical Graetz problem using a nonlinear Robertson-Stiff fluid model. *Heat Transfer*, 50(3), 2321-2338.

Notter, R. H. and Sleicher, C. A, 1972, A solution to the turbulent Graetz problem—III Fully developed and entry region heat transfer rates. *Chemical Engineering Science*, 27(11), 2073-2093.

Pierre, C., Bouyssier, J., De Gournay, F., ve Plouraboué, F., 2014), Numerical computation of 3D heat transfer in complex parallel heat exchangers using generalized Graetz modes. *Journal of Computational Physics*, 268, 84-105.

Silva Telles, A., Queiroz, E. M. and Elmôr Filho, G., 2001, Solutions of the extended Graetz problem." *International Journal of Heat and Mass Transfer* 44(2), 471-483.

Weigand, B., ve Lauffer, D., 2004, The extended Graetz problem with piecewise constant wall temperature for pipe and channel flows. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 47(24), 5303-5312.

ISI GERİ KAZANIMLI ISI POMPASI ANALİZİ

Mertcan UZUN[*], Oktay ZORLU[**], Batuhan GÖÇEN[***], Ümit ÜNVER[****]
*Taşköprü Merkez Mah. 9/1 Çiftlikköy/YALOVA mertcan.uzun@novves.com
**Kızılırmak Mah. Next levet loft No: 73 Gölbaşı/ANKARA zorluoktay4@gmail.com
***Korkmaz Mutfak Gereçleri Ar-Ge Merkezi Tepeören/İSTANBUL, batuhan.gocen@korkmaz.com.tr
****Yalova Üniversitesi Müh. Fak. Merkez Kampüs Merkez/YALOVA umit.unver@yalova.edu.tr

Özet: Bu çalışmada, Çorum iline yerleşik bir endüstriyel işletmenin yemekhanesinin iklimlendirmesi için ısı geri kazanımlı bir ısı pompası tasarlanmış ve analiz edilmiştir. Sistemde kullanılmak üzere R134a, R407C, R410A ve R32 soğutucu akışkanları ve bu akışkanlara uygun kompresör seçimleri yapılmış, her bir konfigürasyon için sistem performansı araştırılmıştır. R134a ve R407C soğutucu akışkanlarını kullanan sistemlerin ikişer farklı kompresör için performans analizleri yapılmış ve kompresör seçiminin performans üzerindeki etkisi de incelenmiştir. Mevsimine göre uygun akışkan ve ekipman seçimi ile maksimum CoP soğutma mevsimi için 2,56 ısıtma mevsimi için 3,42 olarak belirlenmiştir.
Anahtar kelimeler: Isı geri kazanımı, ısı pompası, CoP, performans katsayısı, ısıtma, soğutma

ANALYSİS OF HEAT RECOVERY HEAT PUMP

Abstract: In this study, a heat recovery heat pump system was designed and analyzed for the air conditioning of a canteen located within an industrial facility in Çorum province. R134a, R407C, R410A, and R32 refrigerants and suitable compressors for each refrigerant were selected. The system performance was investigated for each configuration. Performance analyses were conducted for two different compressors using R134a and R407C refrigerants, and the effect of compressor selection on performance was also examined. The maximum Coefficient of Performance (CoP) was determined to be 2.56 for the cooling season and 3.42 for the heating season with appropriate refrigerant and equipment selection based on the season.
Keywords: Heat recovery, heat pump, CoP, coefficient of performance, heating, cooling

GİRİŞ

Toplam enerji tüketiminin yaklaşık %40'ının binalarda gerçekleştiği ve bu tüketimin %24'ünün küresel CO_2 emisyonlarına neden olduğu göz önüne alındığında, yapı sektöründe sağlanacak enerji tasarrufu sürdürülebilirlik açısından büyük önem taşımaktadır (ÜNVER, Söğüt, & Koray, 2025). Artan dünya nüfusu ve enerji talebi dikkate alındığında, enerji arzının gelecekte yıllık ortalama %2 oranında artacağı ve bu artışın uluslararası düzenlemeleri zorunlu kılacağı öngörülmektedir (Yıldız C. , 2024).

Küresel ölçekte sanayi tesislerinde tüketilen enerjinin yaklaşık dörtte biri atık ısı olarak kaybedilmekte olup, bu kayıpların ısı geri kazanım sistemleriyle önemli ölçüde azaltılması mümkündür. Endüstriyel kazanlarda enerji verimi %75 civarında iken, baca gazlarıyla kaybedilen enerjinin oranı %16–20 seviyesindedir. Bu durum, baca gazı geri kazanım sistemlerinin önemini ortaya koymaktadır (Willems, 2006). Avrupa Birliği raporlarına göre, 2030 yılına kadar enerji tüketiminde %5'lik bir artış öngörülmektedir ve bu artışın büyük oranda dışa bağımlı kaynaklarla karşılanması beklenmektedir. Fosil yakıtların sınırlı rezervlere sahip olması ve kullanım sonucu oluşan sera gazlarının çevresel etkileri de enerji verimliliğini daha da kritik hale getirmektedir (Karanfil & Ünver, 2022).

Türkiye'de, enerji kaynaklarının %72'si ithaldir (Gültekin & Yavaşbatmaz, 2013), (Bahadiroğlu, ve diğerleri, 2022) ve binalarda tüketilen enerjinin %65'i ısıtma, soğutma ve havalandırma sistemlerinde kullanılmaktadır (Lam, 2008). Konutlarda önemli ölçüde

enerji tasarrufu potansiyeli bulunmaktadır (Özyurt & Karabalık, 2009). Bina enerji performansını artırmak için, bütün ülkeler tarafından uygulanan çözüm ise "net sıfır enerji binalardır" (Kara, Yurtcu, Keleşoğlu, Küçükkaya, & Ünver, 2018).

Sıfır enerji binaların önemli özelliklerinden birisi ısı geri kazanım sistemleridir. Isı geri kazanım sistemleri, başta endüstriyel tesisler ve büyük binalar olmak üzere pek çok alanda enerji tasarrufu sağlamakta ve çevresel etkileri azaltmaktadır. Bu sistemler, atık ısıyı yeniden değerlendirme esasına dayandığından hem enerji maliyetlerini düşürmekte hem de sürdürülebilirlik hedeflerine katkı sunmaktadır (Jouhara, 2018). Özellikle havalandırma sistemlerinde kullanılan ısı geri kazanım cihazları, iç ve dış hava arasında ısı transferi sağlayarak iklimlendirme maliyetlerini azaltmakta ve iç hava kalitesini artırmaktadır. İklimlendirme sistemlerindeki ısı geri kazanım uygulamaları, enerji tasarrufu sağlamanın yanı sıra düşük yatırım maliyeti ve yüksek iç hava kalitesi avantajlarıyla da ön plana çıkmaktadır (Şentürk, 2015).

Sonuç olarak, enerji verimliliğinin artırılması ve karbon ayak izinin azaltılması açısından ısı geri kazanım sistemleri önemli bir çözüm yolu sunmaktadır. Bu sistemlerin yaygınlaştırılması hem ekonomik fayda sağlamakta hem de çevresel sürdürülebilirliğe önemli katkılar sunmaktadır.

Son yıllarda, enerji verimliliği hedeflerine ulaşmak amacıyla geliştirilen **ısı pompalı ısı geri kazanım sistemleri**, ısıl konforun sağlanmasının yanı sıra enerji tasarrufunda da önemli katkılar sunmaktadır (Chen, 2015). Bu sistemler, dış ortama atılması planlanan havanın enerjisini geri kazanarak hem kış aylarında ısıtma hem de yaz aylarında soğutma ihtiyaçlarını karşılamakta etkin bir çözüm sunmaktadır (Muslu, 2017). Isı pompası teknolojisi ile entegre edilen bu sistemler, iklimlendirme, havalandırma ve sıcak su temini gibi uygulamalarda yüksek verimlilik değerlerine ulaşabilmektedir (Yıldız C. , 2024), (Wang, 2019). Literatürdeki çalışmalar, bu tür cihazların geleneksel sistemlere kıyasla daha fazla enerji tasarrufu potansiyeline sahip olduğunu göstermektedir.

Bu bağlamda, ısı pompalı ısı geri kazanım sistemleri, yalnızca enerji verimliliğini artırmakla kalmayıp, aynı zamanda sürdürülebilir yapılar oluşturulmasında da stratejik bir rol üstlenmektedir.

Bu çalışmada, örnek bir ısı pompalı ısı geri kazanım cihazının potansiyelini ve avantajlarını ortaya çıkarmak hedeflenmiştir. Aynı zamanda örnek ısı pompalı ısı geri dönüşüm cihazı için üretim parametreleri incelenerek en uygun soğutucu akışkan ve kompresörün belirlenmesi hedeflenmiştir.

MATERYAL VE METOT

Bu çalışmada, Çorum'daki bir endüstriyel işletmenin yemekhanesini ısıtmak ve soğutmak amaçlı olarak tasarlanan ısı pompası sisteminin farklı sistem elemanları kullanım durumlarının performans analizi yapılmıştır.

Şekil 1 ve Şekil 2'de şematik olarak gösterilen sistemde, soğutma modundan ısıtma moduna, dört yollu vananın yönü değiştirilerek geçilebilir. Bu durumda, iç ünitedeki batarya buharlaştırıcı yerine yoğuşturucu olarak görev yapar. Isı geri kazanım ünitesi olarak kullanılan, plakalı ısı geri kazanım ünitesi, her iki modda da egzoz havasının enerjisinden faydalanarak ısı pompasının yükünü azaltmaktadır.

Isı pompası çevriminde kullanılan temel elemanlar:

- Kanatlı Borulu Isı Değiştiriciler: Buharlaştırıcı ve yoğuşturucu olarak kullanılır.
- Yoğuşturucu: Yüksek basınç ve sıcaklıktaki soğutucu akışkanın ısısını çevreye vererek sıvı faza geçmesini sağlar.
- Buharlaştırıcı: Sıvı soğutucu akışkanı buharlaştırarak ortamdan ısı çeker ve soğutma sağlar.
- Kompresörler: Soğutucu akışkanı sıkıştırarak sistemin sürekli çalışmasını sağlar. Düşük ilk kalkış momenti, verimlilik, düşük gürültü, ekonomik işletme ve uzun ömür gibi özelliklere sahip olmalıdır.
- Genleşme Vanası: Soğutucu akışkanın basıncını düşürerek buharlaştırıcıya giriş sıcaklığını ayarlar.
- Bakır Boru Tesisatı: Buharlaştırıcı ve yoğuşturucu arasında soğutucu akışkanı taşır.
- Ek olarak, dört yollu vana, filtre kurutucu, gözetleme camı, küresel vana, titreşim alıcı ve emiş akümülatörü gibi yardımcı ekipmanlar da sistemin verimli çalışmasına katkı sağlar.
- Isı geri kazanımlı havalandırma sistemleri (IGKH), binaların enerji verimliliğini artırmak amacıyla tasarlanmış önemli bir teknolojidir. Bu sistemler, iç mekandan atılan egzoz havasının enerjisini geri kazanarak, dışarıdan alınan taze havanın ısıtılması veya soğutulması için kullanır. Bu sayede, ısıtma ve soğutma sistemlerinin enerji yükü azaltılırken, iç mekan hava kalitesi de iyileştirilir.
- IGKH sistemlerinin temel bileşenleri şunlardır: Isı Değiştiriciler: Bu cihazlar, ısı transferinin gerçekleştiği ana unsurdur. İki ana tip ısı değiştirici bulunur:

Reküperatif (Plakalı) Eşanjörler: Bu tip eşanjörler, iki hava akımının (taze ve egzoz havası) doğrudan temas etmeden ısı transferi yapmasını sağlar. Genellikle alüminyum veya plastik plakalar kullanılarak üretilirler.

Rejeneratif (Rotorlu) Eşanjörler: Bu eşanjörler, dönen bir romotor vasıtasıyla ısıyı depolayan ve transfer eden sisistemlerdir. Rotor, ısıyı emerek ve daha sonra diğer hava akımına bırakarak çalışır.

Fanlar: IGKH sistemlerinde, taze hava ve egzoz havasının hareketini sağlamak için fanlar kullanılır. Fanların seçimi, sistemin hava debisi, basınç kayıpları ve enerji verimliliği gibi faktörlere bağlıdır.

Hava Filtreleri: Hava filtreleri, dışarıdan alınan taze havanın ve iç mekandan atılan egzoz havasının temizlenmesini sağlar. Filtreler, toz, polen, partikül madde ve diğer kirleticileri tutarak iç mekan hava kalitesini iyileştirir.

Gövde Yapısı: IGKH cihazlarının gövdesi, içindeki bileşenleri barındırır ve sistemin izolasyonunu sağlar. Gövde malzemesi, cihazın performansını ve enerji verimliliğini etkileyebilir.

IGKH sistemleri, ısı pompası sistemlerinin enerjiyi daha verimli tüketmesini sağlar, iç mekân hava kalitesini artırarak, sürdürülebilirlik açısından faydalar sağlar. Bu nedenle her geçen gün daha fazla tercih edilmektedir.

Bir ısı pompası veya soğutma çevrimi simülasyonunda, sistem bileşenlerinin seçimi, termodinamik uyumluluk ve performans kriterlerine göre yapılır. Simülasyon programları, kompresör, kondenser, evaporatör ve genleşme valfi gibi ana komponentlerin birbirinden bağımsız parçalar olmadığını, aksine entegre bir sistemin unsurları olduğunu kabul eder. Bir kompresör seçildiğinde, onun hacimsel debisi, basınç oranları ve uyumlu olduğu soğutucu akışkan tipi, sistemin geri kalanındaki komponentlerin seçimini kısıtlar. Soğutucu akışkanın termodinamik özellikleri, kompresörün sıkıştırma kapasitesiyle uyumlu bir kondenser ve evaporatörün gerekli ısı transfer alanlarını ve kapasitelerini belirler. Bu kısıtlamalar, sistemin nominal çalışma koşullarında en yüksek CoP veya EER değerlerine ulaşabilmesi için kritik öneme sahiptir. Yanlış bir komponent kombinasyonu, sistemin verimliliğini düşürmenin yanı sıra, kompresörün aşırı ısınması, aşırı basınç gibi operasyonel sorunlara yol açarak sistemin güvenilirliğini ve ömrünü tehlikeye atabilir. Bu nedenle, simülasyon yazılımları, tasarımcının mühendislik ilkelerine aykırı seçimler yapmasını engelleyerek, sistemin optimum ve güvenli bir şekilde çalışmasını garanti altına alır. Bu çalışmada da üretici firmanın yazılımında birbirine uyumlu olduğu için önerilen komponent alternatifleri seçilmiştir.

Çalışmada ısı pompası soğutma performans katsayısı (CoP) her bir konfigürasyon için denklem 1 ile hesaplanmıştır;

$$CoP = \frac{\dot{Q}_{buh}}{\dot{W}_{komp}} \quad (1)$$

Denklemdeki $\dot{W}_{komp}$, ısı pompası kompresörünün elektrik gücünü (kW), $\dot{Q}_{buh}$, buharlaştırıcının ısıl gücünü ifade etmektedir. Isıtma için performans katsayısı ise denklem 2 ile hesaplanmıştır.

$$CoP = \frac{\dot{Q}_{yoğ}}{\dot{W}_{komp}} \quad (2)$$

Denklemde verilen $\dot{Q}_{yoğ}$, ısıtma sezonunda ısı pompasındaki yoğuşturucunun ısıl gücünü belirtmektedir.

Örnek Isı Pompalı Isı Geri Kazanım Cihazı:
Sistem; kompresör, yoğuşturucu, buharlaştırıcı, dört yollu vana, gözetleme camı, filtre-kurutucu, küresel vana ve çift yönlü termostatik genleşme vanası gibi temel bileşenlerden oluşmaktadır. Çalışma kapsamında incelenen ısı pompasının görseli Şekil 3'te çevrimin P-h diyagramı Şekil 4'te verilmiştir.

Çalışma kapsamında incelenen ısı geri kazanımlı ısı pompasında kullanılan ekipmanların seçilme kriterleri ve özellikleri:

1. Kompresör
2. 4 Yollu Vana
3. Buharlaştırıcı
4. Kondenser
5. Termostatik Genleşme Valfi
6. Gözetleme Camı
7. Küresel Vana
8. Emiş Akümülatörü
9. Titreşim Sönümleyici
10. Yüksek Basınç Anahtarı
11. Bakır Boru Tesisatı

Soğutucu akışkan seçiminde düşük çevresel etkiler, yüksek verimlilik, güvenlik, uygun fiyat ve uygulanabilirlik faktörleri göz önüne alınarak soğutucu akışkan olarak **R410A, R407C ve R32** seçilmiştir. Ayrıca kıyaslama açısından, günümüzde halen en çok kullanılan akışkan olarak **R134a** nın performansı da incelenmiştir.

Tasarlanan sistem elemanlarına örnek olarak sadece R410A akışkanı için yapılan seçimler EK bölümündeki tablolarda verilmiştir.

Kompresör seçiminde, uygulama alanı, ihtiyaç duyulan soğutma/ısıtma kapasitesi, düşük enerji tüketimi, kompresörün bakımının kolay ve işletme maliyetinin az olması beklenmektedir. Bu durumlar ve kompresörün cihazın iç hacminde kaplayacağı alan göz önüne alınarak hermetik scroll kompresör seçilmiştir (Tablo EK 1).

Eşanjör seçimlerinde 3 adet eşanjör seçimi yapılır. Bunlar, Yoğuşturucu, Buharlaştırıcı ve Plakalı Eşanjör seçimidir.

Yoğuşturucu seçiminde dikkate alınan soğutma ve ısıtma kapasiteleri ve yoğuşturucunun sistemdeki boyutlarının belirlenmesinde Friterm uygulaması kullanılmıştır. R410A çevrimi için seçilen yoğuşturucu özellikleri Tablo EK 2 de verilmiştir.

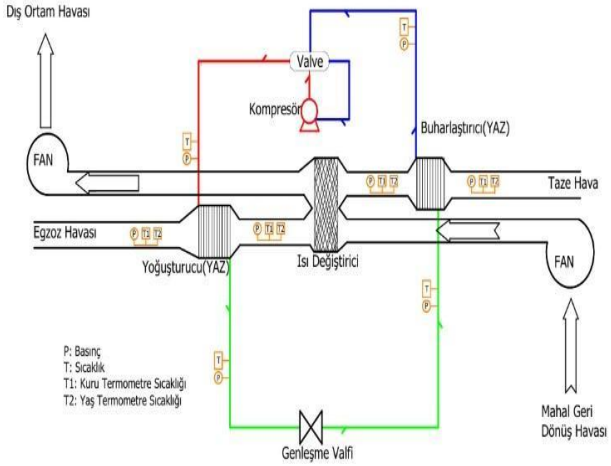
Buharlaştırıcı seçimi soğutma kapasitesi belirlenmesiyle başlar. Sonrasında sistemin alanına, maliyetine, bakım ve temizlik işlemlerine ve yüksek ısı transferi kat sayısı olan malzemelerden üretilmiş boru hattına göre uygun olan batarya seçilmiştir. Buharlaştırıcı özellikleri Tablo EK 3 de verilmiştir.

Genleşme vanası seçiminde öncelik olarak çift yönlü olması gerektiği detayı göz önünde bulundurulmuştur (Tablo EK 1).

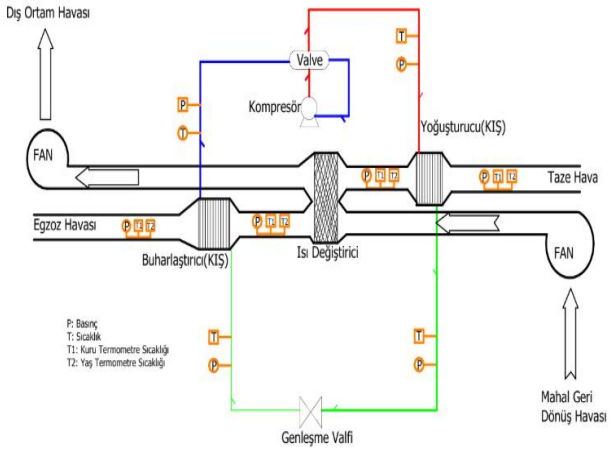
Plakalı eşanjör seçimi, hava debisi, basınç kayıpları, Çorum ilinin iklim verileri (şubat ve haziran aylarına ait en düşük sıcaklıklar ile ilin ortalama nispi nemi) ve uygulama alanı dikkate alınarak gerçekleştirilmiştir. Yerel verilere bakılarak, temizlenebilirlik, yüksek ısı iletim katsayısı ve sıcaklık verimi, mekanik dayanım ve maliyet avantajları göz önünde bulundurularak alüminyum plakalı eşanjör tercih edilmiştir. Bu seçim hem performans beklentilerini karşılamakta hem de ekonomik açıdan uygun bir çözüm sunmaktadır. Seçilen eşanjörün teknik özellikleri Tablo EK 4'te verilmiştir.

Fan seçimi, sistemdeki basınç kayıpları ve hedeflenen hava debisi değerleri dikkate alınarak yapılmıştır Tablo EK 1. Maliyet, performans ve diğer teknik gereksinimler değerlendirilerek belirlenmiştir. Bu tercih hem sistemin verimliliğini artırmakta hem de projenin ekonomik hedeflerine ulaşmasını sağlamaktadır.

Yardımcı Elemanlar ve diğer sistem araçlarının seçimi Tablo EK 5'te verilmiştir.



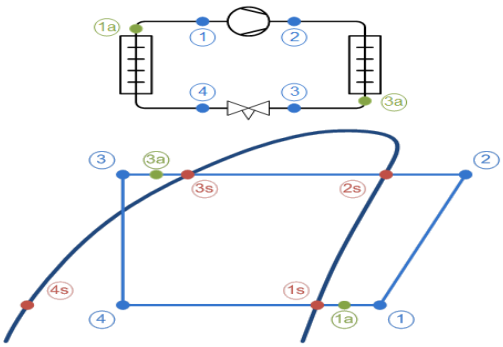
Şekil 1. Isı Pompalı Isı Geri Kazanım Cihazının İç Ünitesi Soğutma Modu



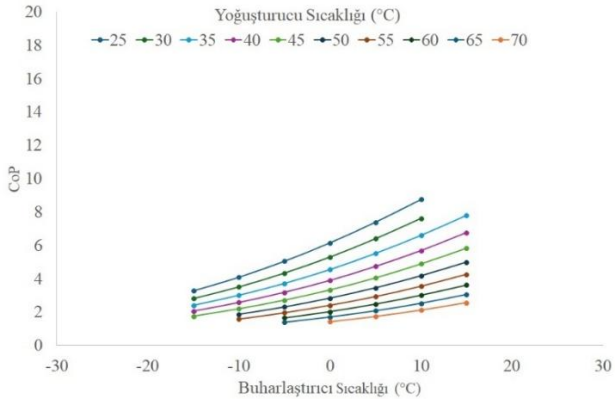
Şekil 2. Isı Pompalı Isı Geri Kazanım Cihazının İç Ünitesi Isıtma Modu



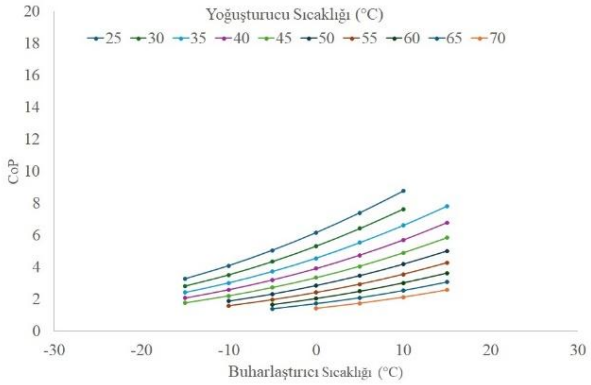
Şekil 3. IGKH'nın Isı Pompası görüntüsü



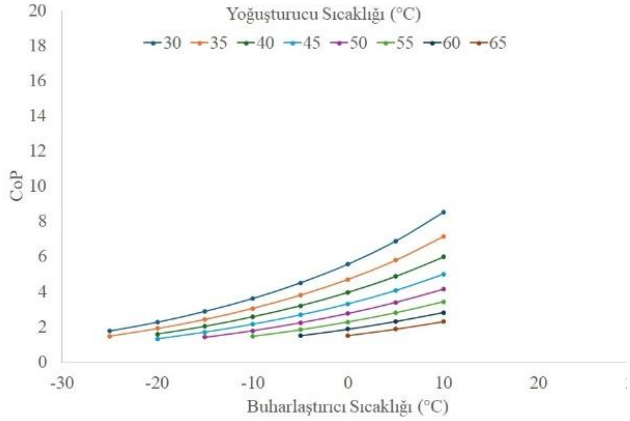
Şekil 4. Isı pompasının Ln-P – h diyagramı



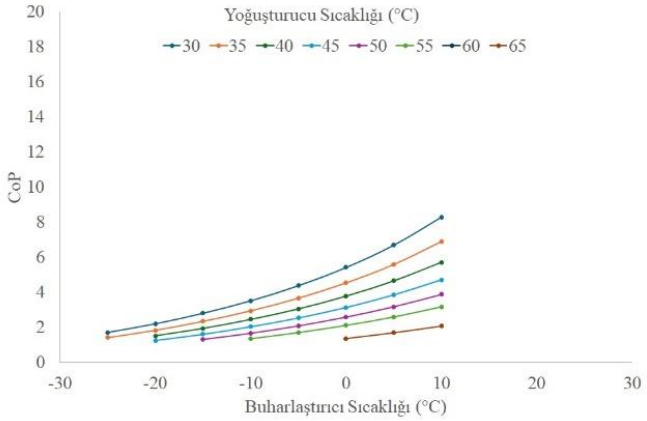
Şekil 5. 134a soğutucu akışkanı ve MLZ030 kompresörü için performans eğrileri



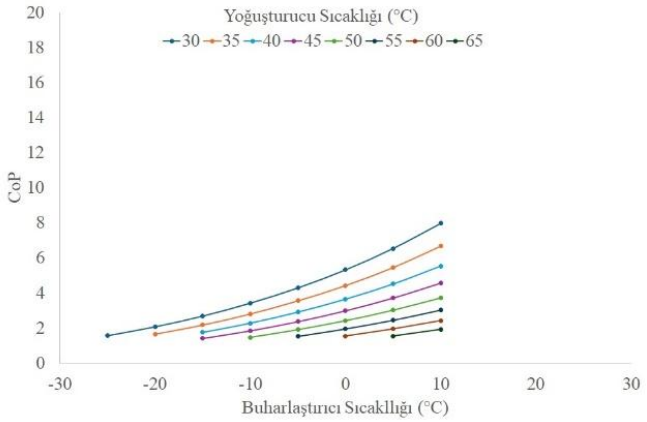
Şekil 6. 134a soğutucu akışkanı ve MLZ038 kompresörü için performans eğrileri



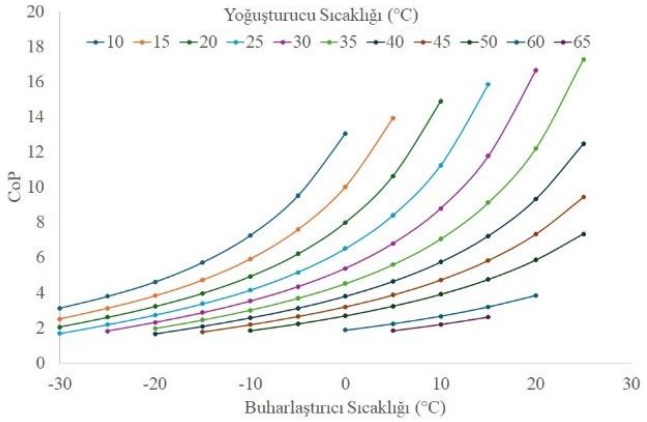
Şekil 7. R407C soğutucu akışkanı ve HRP038 kompresörü için performans eğrileri



Şekil 8. R407C soğutucu akışkanı ve HRP042 kompresörü için performans eğrileri



Şekil 9. R410A soğutucu akışkanı ve HRH038 kompresörü için performans eğrileri



Şekil 10. R32 soğutucu akışkanı ve HRH038 kompresörü için performans eğrileri

BULGULAR VE TARTIŞMA

Bu çalışmada, Çorum'da bir sanayi işletmesinin yemekhanesinde kullanılmak üzere örnek bir ısı geri kazanımlı ıs pompası için performans analizleri yapılmıştır. Farklı sistem elemanlarının, soğutucu akışkan ve kompresör değişiminin, ısı pompası performansı üzerindeki etkileri incelenmiştir.

Isı pompası konfigürasyonu için R134a, R407C ve R410A kullanılmıştır. Her üç akışkan için verilen grafiklerde de dikey eksen CoP değişimini göstermektedir. Kıyaslamanın daha kolay yapılabilmesi için dikey eksen skalası sabit (20) tutulmuştur.

Analiz edilen soğutucu akışkanlardan ilki, en fazla kullanılan akışkanlardan biri olması ve kıyas parametresi olarak cazip olması nedeniyle R134a'dır.

Çalışma kapsamında R134a iki farklı kompresör seçimi ile analiz edilmiştir. MLZ030 tipi kompresör için buharlaştırıcı çalışma aralığı -15/+15°C'dir (Şekil 5). En düşük CoP 1,43 belirlenirken en yüksek CoP; 25°C yoğuşturucu, 10°C buharlaştırıcı sıcaklıklarında 10,9 olarak belirlenmiştir. MLZ038 tipi kompresör için ise en düşün CoP, 1,39 olarak belirlenmiştir. En yüksek CoP ise 25°C yoğuşturucu, 10°C buharlaştırıcı sıcaklıklarında 10,88 olarak belirlenmiştir (Şekil 6).

Ancak burada elde edilen değerler uygulanabilir değildir. Çünkü Çorum'da kışın dışarıdan ısı çekebilmek için buharlaştırıcının çevre havası sıcaklığının altına indirilmesi gerekir. Yani Çorum için kış mevsimi kritik sıcaklık -3°C olduğundan, buharlaştırıcıda bu sıcaklığın altına inilmesi gerekir. Buharlaştırıcı için Logaritmik Sıcaklık farkı (ΔT_{ln}) 15,4°C (Tablo EK 3) olduğundan, buharlaştırıcı sıcaklığı -18°C ye kadar seçilebilir. Eşanjörlerde, faz değişimi esnasında sıcaklık değişmediğinden, hesaplamalarda sadece duyulur ıs değişimini göz önüne alan sıcaklık farkı (ΔT) yerine, toplam ısı transferini hesaplamak için yüzey boyunca geçerli olan ortalama sıcaklık farkı göz önünde bulunduran ΔT_{ln} parametresi kullanılır. Yaz modunda ise kritik sıcaklık 45,7°C ve yoğuşturucu için ΔT_{ln} 11,8°C olduğundan. Yoğuşturucunun dışarı ısı atabilmesi için, sıcaklığının kritik sıcaklık $+\Delta T_{ln}$ olacak şekilde; 55°C civarında seçilmesi uygundur. Sistem -10°C ile 55°C aralığında çalışacak şekilde tasarlanması durumunda CoP katsayısı 1,58 olarak belirlenmiştir. Eğer sistemin yoğuşturucu sıcaklığı 50° ve buharlaştırıcı sıcaklığı 0°C olarak belirlenirse CoP 2,84 olarak hesaplanabilir. R134a için yapılan analizlerde, her durumda MLZ030 kompresörünün performansının daha yüksek olduğu tespit edilmiştir.

Çalışma kapsamında benzer şekilde R407C akışkanı da iki farklı kompresör seçeneği ile analiz edildi. Üretici firmanın R407C akışkanının buharlaştırıcı sıcaklığı verileri, R134a dan farklı olarak maks ±10°C ye kadardır. Akışkanın yoğuşturucu sıcaklığı ise 30/65°C arasındadır.

R407C, HRP038 tipi kompresör için en yüksek ve en düşük CoP değerleri 8,51 olarak ve 1,31 olarak hesaplanmıştır. Ancak Çorum'un iklim verileri göz önüne alınarak, -10/55°C arasında çalışan R407C akışkanı kullanan ısı pompasının CoP değeri; 1,77 olarak belirlenmiştir.

R410A soğutucu akışkanı kullanılan ısı pompası sisteminde CoP değeri, Çorum iklim koşulları için 1,46 olarak belirlenmektedir.

Aynı kompresör tercihi ile R32 soğutucu akışkanı kullanılan ısı pompası için, üretici firma oldukça geniş bir aralıkta veri sunmaktadır. R32 akışkanının ek yüksek CoP (Tyoğ= 35°C ve Tbuh=25°C) 17,28 hesaplanırken en düşük CoP (Tyoğ= 40°C ve Tbuh=-20°C) 1,64 olarak hesaplanmıştır. -10/50°C arasında çalışan R32 akışkanının kullanıldığı sistemde CoP 1,82 olarak tespit edilmiştir. Ancak üretici firma R32 akışkanının -10°C Tbuh sıcaklığına karşılık 55°C kondenser sıcaklığı için veri sunmamaktadır. Bu durumda, hedef mahal için en yüksek performanslı akışkan R407C olmaktadır.
Bununla birlikte, Tbuh ve Tyoğ sıcaklıkları birbirine ne kadar yakın seçilebilirse, CoP değeri o kadar yüksek olmaktadır. Bu yüzden, kış mevsiminde Tyoğ sıcaklığının 30-35°C civarına düşürülmesiyle R407C için CoP değerinin 3,04'e çıkarılmasının mümkün olabileceği tespit edilmiştir.

Yazın ise soğutucu akışkan olarak R134a kullanan sistemde Tbuh sıcaklığının 15°C ye çıkarılması ile CoP değerinin 4,27 ye çıkarılabileceği belirlenmiştir.

Çalışmada sistemin sadece -10/55°C aralıklarındaki sıcaklıklarda çalışması uygun değildir. Bu durum sistemin iklim koşullarına göre, kışın en düşük ve yazın en yüksek sıcaklıkları arasında çalışması anlamına gelmektedir. Bu da Tbuh ve Tyoğ arasındaki farkın maksimum olması demektir. Ancak kış modunda Tyoğ sıcaklığı 30 °C civarında olması planlanabilir.

Yazın ise Tbuh sıcaklığı 20°C olarak belirlenebilir. Böylece sistemin 20/55°C arası çalışmasıyla CoP önemli ölçüde artırılabilir.

Analiz edilen her üç akışkan için de ısıtma sezonunda Tbuh'nın -15 °C civarında olması gerekmektedir. Soğutma sezonunda Tyoğ'nun 35 °C'nin üzerine çıkması gerekmediğinden esasen bütün grafiklerde

CoP'nin üçün üzerine çıkması beklenmez. Bu yüzden, her ne kadar üretici firma bütün çalışma sıcaklığı aralıklarını verse de, örneğin Şekil 10 da görüldüğü gibi hem ısıtma hem de soğutma sezonunda Tbuh'nın 15°C'nin üzerine çıkması uygun olmadığından, ayrıca Tyoğ'nun 20°C'nin altına inmesi uygun olmadığından CoP nin 18 civarında elde edilmesi mümkün değildir. CoP nin 18 civarında elde edilmesi için, eşanjör sıcaklıklarının ancak Tyoğ=35°C ve Tbuh=25°C civarında ayarlanması gerekir ki bu da mümkün değildir.

Performansın yüksek olabilmesi için ısıtma ve soğutma sezonlarında eşanjör sıcaklıklarının değişken olması gerekir. Isıtma sezonunda önerilen eşanjör sıcaklıkları Tbuh= -10°C ve Tyoğ=35 °C ve soğutma sezonunda Tbuh= 10°C ve Tyoğ= 55 °C civarında olması önerilir.

SONUÇ ve ÖNERİLER

Bu çalışmada, ısı pompalı ısı geri kazanımlı havalandırma (IGKH) cihazlarının yapısal bileşenleri, performansları ve uygulama alanları incelenmiştir. Analizler, bu sistemlerin enerji, ekonomi ve çevre açısından çok yönlü faydalar sağladığını göstermektedir. Enerji Verimliliği ve Tasarrufu: Isı pompalı IGKH cihazları, özellikle ısıtma ve soğutma süreçlerinde atık ısının geri kazanımı yoluyla enerji tüketimini azaltmaktadır. Bu durum, enerji verimliliğini artırırken, enerji maliyetlerinde de düşüş sağlamaktadır. Büyük ölçekli ticari yapılar ve endüstriyel tesislerde uygulandığında yüksek performans sergilemektedir.

Çalışmada elde edilen CoP değerleri, gerçek sistemlerden elde edilen değerlerle oldukça yakındır. Analitik analizlerde elde edilen çok yüksek CoP değerleri maalesef her zaman ulaşılabilir değildir. Soğutucu akışkanların P-h diyagramları kullanılarak elde edilen sonuçlar, tersinmezlikler dikkate almadığı için ve sistem izantropik kabul edildiği yüksek çıkmaktadır. Ancak gerçek sistemlerde sistemde bol miktarda tersinmezlik meydana geldiğinden CoP değerler, bu çalışmada olduğu gibi, 2-2,5 sınırlarını aşmayabilir. Bu da ısı pompası sistemlerini, doğal gazlı ısıtıcılara göre dezavantajlı duruma getirmektedir.

Bu yüzden, ısı pompası sistemlerinin yazın buharlaştırıcı dizayn sıcaklığının yükseltilmesi, kışında yoğuşturucu dizayn sıcaklığının azaltılması önerilmektedir. Çünkü kışın buharlaştırıcı atmosferden ısı çeker. Bunun için soğutucu akışkanın ortam sıcaklığının altına düşürülmesi gerekir. Bu yüzden önerilen Tbuh olarak önerilen -18 °C makul bir sıcaklıktır. Ancak yazın buharlaştırıcının -18 °C sıcaklığında çalışması mümkün değildir. Yazın ortamı serinletmek için kullanılan buharlaştırıcının 15 °C'nin altına inmesi gerekli değildir.

Benzer şekilde yazın mahalden çektiği ısı enerjizini atmosfere atan yoğuşturucu sıcaklığı Tyoğ 55°C ve üzerinde civarında olması makuldür. Sok sıcak günlerde de atmosfere ısı atılması gerekir. Ancak kış günlerinde ortam sıcaklığının 20 °C olması istendiği durumlarda kondenser sıcaklığının 35 °C yi geçmesini gerek yoktur. Bu durumda sistemin yazın 15-55 °C arasında, kışın ise -15 – 35 °C arasında çalışması, performans katsayısının atması açısından daha uygun olur.

EKLER

Tablo EK 1: IGKH Isı pompası sisteminde kullanılan elemanlar

Malzeme	Açıklaması	Adet
Soğutucu akışkan	R410a	10kg
Fan	Trio B400-185a-As00	2
Plakalı eşanjör	Trex-Cr-Ms-500-430-030	1
Batarya (Kond.)	Kondenser Batarya: F 25x22-3/8 C G 15T 6R 350A 2.4P 4NC	1
Batarya (Evap.)	Buharlaştırıcı Batarya: F 25x22-3/8 C S 15T 4R 350A 3.2P 3NC	1
Filtre	G4 Panel Filtreler	2
İzolasyon	Akustik İzolasyon(Yumurta Formlu)	
Kontrol kartı+panel	Gelişmiş Modeli	1
Kompresör	Danfos Scroll Kompresör, HRH 036 U4LP6	1
4 Yollu Valf	Stf-0301g3 Danfoss	1
Çift Yönlü Valf	Tuae 068u1714 Orifis No: 06 068u1036	1
Filtre Kurutucu (Likit Hattı)	Çift Yönlü Drierler Dmb 163s 023z1476 3/8"	1
Küresel Vana	Gbc 10s 3/8" Küresel Vana 009l7051 Mp30	2
Gözetleme Camı	Sgn 10s N 3/8" Gözetleme Camı Kaynaklı 014-0182 Mp25	1

4 Yollunun Bobini	Stf 01aj512d1 Bobin 2 M. Kablolu 220v 50hz 6w 061l2074 Ip60	1
Basma Hattı	Bakır Boru 1/2"	
Emme Hattı	Bakır Boru 3/4"	
Likit Hattı	Bakır Boru 3/8"	
Yüksek Basınç Anahtarı	Kp6w 060-519066	1
Titreşim Alıcı (Emme)	Vafx-034 7485-30	1
Titreşim Alıcı (Basma)	Vafx-012 7483-30a	1
Emiş Akümülatörü	SLA.33b.19.1,7 3/4" EMİŞ AKÜMÜLATÖRÜ	1
	T Servis Sibobu	3
	Düz Servis Sibobu	1
Isı Pompası İzolasyon	Boru Çaplarına Uygun İzolasyon + İzolasyon Bandı + Plastik Kelepçe	
Alçak Basınç Müşürü	Wps-03l059/0,3d1,8g	1
Kapiller Hortumu	En1736 - (-40/115 C°) W.P Max. 50 Bar- Ld.5.0mm	2
	Drier Tutucu-Basınç Anahtarı Tutucu-Boru Tutucu	1

Tablo EK 2: Yoğuşturucunun Teknik Özellikleri

Teknik Özellikler	
Kapasite [kW]	10.68
Isı Transfer Yüzey Alanı [m^2]	13.7
Genel Transfer Katsayısı [$W/m^2.K$]	66
Logaritmik Sıcaklık Farkı [K]	11.81
Duyulur Isı Oranı	1

Tablo EK 3: Buharlaştırıcının Teknik Özellikleri

Kapasite [kW]	7.49
Isı Transfer Yüzey Alanı [m^2]	7
Genel Transfer Katsayısı [$W/m^2.K$]	69
Logaritmik Sıcaklık Farkı [K]	15.37
Duyulur Isı Oranı	0.62

Tablo EK 4: Isı geri kazanım sistemi olarak tercih edilen Alüminyum plakalı eşanjörün çalışma parametreleri

		Kış				Yaz			
		Giriş	Çıkış	Giriş	Çıkış	Giriş	Çıkış	Giriş	Çıkış
		Besleme Havası		Tahliye Havası		Besleme Havası		Tahliye Havası	
Hacimsel Hava Akış	m^3/h	2000		2000		2000		2000	
Kütlesel Hava Akışı	kg/h	2400		2400		2400		2400	
Plaka Yüz Hızı	m/s	3.2		3.2		3.2		3.2	
Kuru Sıcaklık Verimliliği	%	45.7		-		45.7		-	
Islak Sıcaklık Verimliliği	%	45.7		-		45.7		-	
Duyulur Isı Etkinliği Kuru	%	45.7		-		45.7		-	
Duyulur Isı Etkinliği Yaş	%	45.7		-		45.7		-	
Termal Verimlilik	%	45.7				45.7			
Hacimsel Hava Akışı	m^3/h	2000							
Gerçek Plaka Alın Hızı	m/s	3.2							
Kuru Termometre Sıcaklığı	°C	-3	7.5	20	9.5	33	29.8	26	29.2
Bağıl Nem	%	82	37.5	50	98.5	47	56.4	50	41.5
Yaş Termometre	°C	-3.9	2.4	13.8	9.4	23.9	23	18.7	19.7
Hava Yoğunluğu	kg/m^3	1.2							
Mutlak Nem	g/kg	2.4		7.3		14.9		10.5	
Toplam Entalpi	kJ/kg	3	13.6	38.6	27.8	71.3	68	52.9	56.2
Basınç Farkı	Pa	150		3%		150		3%	
Gerçek Basınç Kaybı	Pa	141							
IGK Sisteminin Kapasitesi	kW	7.1						2.2	
Çiğ Sıcaklığı	°C			9.3				20.2	

Tablo EK 5: Basma hattının teknik özellikleri

Değer	Birim	Giriş	Çıkış	Giriş	Çıkış	Giriş	Çıkış
		Basma Hattı		Emme Hattı		Likit Hattı	
Basınç (a)	Bar	33.46	33.35	9.894	9.791	33.46	33.3
Sıcaklık	°C | K	99.3	99.2	18	17.8	45.9	45.9
Kaynama noktası sıcaklığı	°C	53.9	53.8	6.9	6.6	53.9	53.7
Çiy noktası sıcaklığı	°C	54	53.9	7	6.7	54	53.8
Yoğunluk	kg/ m^3	100	99.68	35.26	34.86	941.4	941.4
Entalpi	kJ/kg	490.8	490.8	434.9	434.9	276.9	276.9
Kalite	-	1	1	1	1	0	0
Hız	m/s	4.18	4.19	7.83	7.92	1.17	1.17
Kütlesel debi	Kg/h	199.8	199.8	199.8	199.8	199.8	199.8
Hacimsel debi	m^3/h	1.997	2.004	5.666	5.73	0.2122	0.2122

KAYNAKLAR

Bahadiroğlu, A., Yüksel Koç, A., Parlak, E., Larsson, N., Kujawski, W., & Unver, U. (2022). Sustainable building evaluation: a case study. Energy Sources, 44(2), 3149-3163 . doi:https://doi.org/10.1080/15567036.2022.2061646

C. (2024). Binalarda Enerji Verimliliğinde Son Gelişmeler: Türkiye Örneği. Gazi Üniversitesi Fen Bilimleri Dergisi , 176-213. 2025 tarihinde https://doi.org/10.29109/gujsc.1293759 adresinden alındı

Chen, A. (2015). Economic analysis on application of exhaust air heat recovery in existing public buildings in the severe cold regions. 2015 International Forum on Energy, Environment Science and Materials. Atlantis Press. 2025 tarihinde alındı

Gültekin, A. B., & Yavaşbatmaz, S. (2013). Sustainable design of tall buildings. Građevinar, 65(5), 449-461. 2025 tarihinde alındı

Jouhara, H. (2018). Waste heat recovery technologies and application. hermal Science and Engineering Progres, 6, 268-289. 2025 tarihinde alındı

Kara, Ö., Yurtcu, M., Keleşoğlu, A., Küçükkaya, E., & Ünver, Ü. (2018). 3rd International Conference on Smart and Sustainable Technologies (SpliTech) 2018. IEEE. 2025 tarihinde alındı

Karanfil, G., & Ünver, Ü. (2022). Zero Energy Buildings: At a Glance. In 2022 7th International Conference on Smart and Sustainable Technologies (SpliTech) (s. 1-4). IEEE. 2025 tarihinde alındı

Lam, J. C. (2008). Building energy efficiency in different climates. Energy Conversion and Management, 49(8), 2354-2366. 2025 tarihinde alındı

Muslu, M. (2017). Isı pompası destekli ısı geri kazanım cihazının farklı sıcaklıklardaki performans analizi. Balıkesir: Balıkesir Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü. 2025 tarihinde alındı

Özyurt, G., & Karabalık, K. (2009). Enerji verimliliği, binaların enerji performansı ve Türkiye'deki durum. TMMOB, İnşaat Mühendisleri Odası, Türkiye Mühendislik Haberleri, 457(54), 32-34. 2025 tarihinde alındı

Şentürk, U. (2015). Bir ısı geri kazanım cihazının performans karakteristiklerinin deneysel ve sayısal olarak belirlenmesi. Mühendis ve Makina, 56(667), 41-45. 2025 tarihinde alındı

ÜNVER, Ü., Söğüt, M. Z., & Koray, M. (2025). Energy Rationality and Management for Decarbonization. içinde Springer. doi:https://doi.org/10.1007/978-3-031-68497-5_23

Wang, L. (2019). Experimental investigations on a heat pump system for ventilation heat recovery of a novel dual-cylinder rotary compressor. International Journal of Refrigeration, 108, 26-36. 2025 tarihinde alındı

Willems, D. (2006). Advanced system controls and energy savings for industrial boilers. ASME. 2025 tarihinde alındı

Yıldız, C. (2024). Sanayide enerji verimliliğinde son gelişmeler: Türkiye örneği. Gazi University Journal of Science Part C: Design and Technology, 1. 2025 tarihinde alındı

SU SOĞUTMALI PV/T VE PV SİSTEMLERİN DENEYSEL PERFORMANS ANALİZİ

İlker İLASLANER*, Halil İbrahim VARİYENLİ, Mert ÖKTEN*****
* Gazi Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Enerji Sistemleri Mühendisliği Anabilim Dalı, 06500 Yenimahalle, ANKARA, ilkerilaslaner@gmail.com
** Gazi Üniversitesi, Teknoloji Fakültesi, Enerji Sistemleri Mühendisliği Bölümü, 06560 Yenimahalle, ANKARA, halilv@gazi.edu.tr
*** Manisa Celal Bayar Üniversitesi, Hasan Ferdi Turgutlu Teknoloji Fakültesi, Enerji Sistemleri Mühendisliği Bölümü, 45400 Turgutlu, MANİSA, mert.okten@cbu.edu.tr, dr.mertokten@gmail.com

Özet: Bu çalışmada, fotovoltaik (PV) ve fotovoltaik-termik (PV/T) sistemlerin performansları deneysel veriler kullanılarak karşılaştırılmıştır. PV/T sistemde ısı taşıyıcı akışkan olarak su kullanılmış ve elde edilen veriler bir kod çözücü program aracılığıyla analiz edilmiştir. Çalışmada elektriksel, termal ve toplam verim değerleri farklı debiler için incelenmiş; ayrıca PV yüzey sıcaklığının elektriksel verime etkisi değerlendirilmiştir. Sonuçlar, PV/T sistemlerin yalnızca elektriksel üretim yapan PV sistemlere kıyasla daha yüksek toplam verime sahip olduğunu, özellikle termal katkının enerji verimliliğini önemli ölçüde artırdığını göstermektedir. Bu bulgular, PV/T sistemlerin enerji dönüşümünde daha verimli bir alternatif sunduğunu ortaya koymaktadır.
Anahtar Kelimler: PV, PV/T, Su soğutma, Verim.

EXPERIMENTAL PERFORMANCE ANALYSIS OF WATER-COOLED PV/T AND PV SYSTEMS

Abstract: In this study, the performances of photovoltaic (PV) and photovoltaic-thermal (PV/T) systems were compared using experimental data. Water was employed as the heat transfer fluid in the PV/T system, and the collected data were analyzed through a code solver program. Electrical, thermal, and overall efficiencies were investigated at different flow rates, and the influence of PV surface temperature on electrical efficiency was also evaluated. The results indicate that PV/T systems provide significantly higher overall efficiency compared to PV systems, with thermal contribution playing a major role in enhancing energy utilization. These findings demonstrate that PV/T systems offer a more efficient alternative for energy conversion.
Keywords: PV, PV/T, Water cooling, Efficiency.

GİRİŞ

Güneş enerjisi, sürdürülebilir bir gelecek için en umut verici yenilenebilir enerji kaynaklarından biridir. Fotovoltaik (PV) paneller, güneş ışığını doğrudan elektriğe çevirerek bu potansiyeli değerlendirir (Kanoğlu vd, 2020) Ancak, PV panellerin verimliliği, yüzey sıcaklıklarının artmasıyla önemli ölçüde düşmektedir (Kanoğlu vd, 2020). Gelen güneş radyasyonunun büyük bir kısmı elektrik enerjisine dönüşemeyip ısı olarak panelde birikir ve bu durum, her bir derece artış için verimlilikte yaklaşık %0.4-0.5'lik bir kayba neden olur (Hasanuzzaman vd, 2016). Bu sorunu çözmek ve atık ısıyı faydalı termal enerjiye dönüştürmek amacıyla Fotovoltaik/Termal (PV/T) hibrit sistemler geliştirilmiştir. PV/T sistemleri, PV panelin arkasına bir ısı eşanjörü entegre ederek, bir akışkan yardımıyla panelin soğutulmasını ve aynı zamanda bu akışkanın ısıtılarak termal enerji elde edilmesini sağlar (Aste vd, 2014; Ramos vd, 2019). Bu sayede hem elektriksel verim artırılır hem de sıcak su eldesi gibi termal ihtiyaçlar karşılanır.

PV/T kolektörleri, kullanılan soğutucu akışkanın türüne göre temel olarak ikiye ayrılır (Kanoğlu vd, 2020). Sıvı bazlı PV/T sistemleri en yaygın türdür. PV panelinin arkasına monte edilmiş borular veya kanallar içinden su veya su-glikol karışımı gibi bir sıvının dolaştırılmasıyla panel soğutulur. Isınan sıvı, bir depolama tankına gönderilerek sıcak su ihtiyacı için kullanılır (Dong vd, 2025). Hava bazlı PV/T sistemleri soğutucu akışkan olarak havanın kullanıldığı sistemlerdir. Panel arkasından hava geçirilerek panel soğutulur ve ısınan hava genellikle mekan ısıtması veya kurutma işlemleri için kullanılır. Sıvı bazlı sistemlere göre daha az verimli olsalar da daha basit ve ucuzdurlar (Arslan vd, 2020)

Fudholi vd. (2014), PVT su kolektörleri için en yüksek %91 birincil enerji tasarruf verimliliği elde edilmiş ve bunun klasik PV veya güneş kolektörlerinden çok daha

iyi olduğu gösterilmiştir. Vallati vd. (2024), çalışmalarında PVT panellere, su kaynaklı ısı pompası ve termal depolama entegre edilerek Akdeniz iklimi için yüksek verimli bir sistem optimize etmişlerdir. En uygun tasarım 15 panel dizesi, 3 m^3 tank ve 25 °C soğutma set noktası ile belirlenmiştir. El Alami vd. (2024), yeni kanal-kutu tipi PVT kolektörün sayısal analizini yapmışlar ve optimum soğutma debisinin 180 L/h olduğu belirlemişlerdir. Bu tasarımda elektriksel, termal ve toplam verimler sırasıyla %12.1, %78.6 ve %90.7'ye ulaşmıştır. Rao vd. (2024), bi-simetrik akış kanallı su bazlı PVT sisteminin deneysel incelemesini yapmışlar ve klasik PV modüllere kıyasla daha yüksek enerji, ekserji ve verimlilik elde etmişlerdir. Çalışmalarında en yüksek elektriksel verim %18, termal verim %63 seviyesinde ölçülmüştür. Basuhaib vd. (2024), su bazlı PVT sisteminin evsel sıcak su üretimi için deneysel optimizasyonu yapmışlar ve özellikle 0.5 LPM debide en yüksek performansı gözlemişlerdir. Tek panel ile 3 kişilik bir hanenin sıcak su ihtiyacı tamamen karşılanabileceği sonucuna ulaşmışlardır. Dong vd. (2025), çift tanklı "basamaklı soğutma" yapısına sahip PVT kolektör tasarımıyla modül sıcaklığı 12.3 °C düşürmüş, elektriksel verimi %8 artırmışlardır. Optimum tank hacmi için geliştirilen model, günlük enerji çıktısını %5–20 oranında artırmıştır.

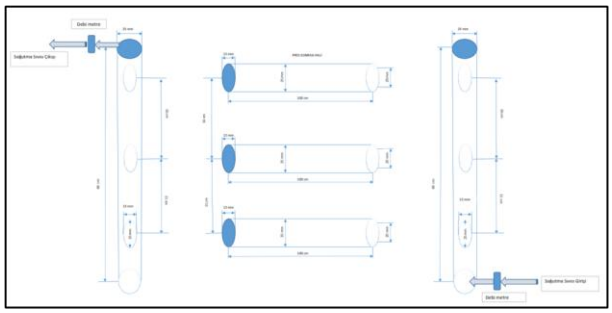
Bu çalışmada, su soğutmalı PV ve PV/T sistemlerin deneysel ve sayısal performans analizi gerçekleştirilmiştir. Deneysel düzende elde edilen veriler, bir kod çözücü program aracılığıyla işlenmiş ve sistemlerin elektriksel, termal ve toplam verim değerleri karşılaştırılmıştır. Ayrıca PV yüzey sıcaklığının elektriksel verime etkisi incelenerek, farklı debilerde PV ve PV/T sistemlerin performans farklılıkları ortaya konmuştur.

MATERYAL VE METOD

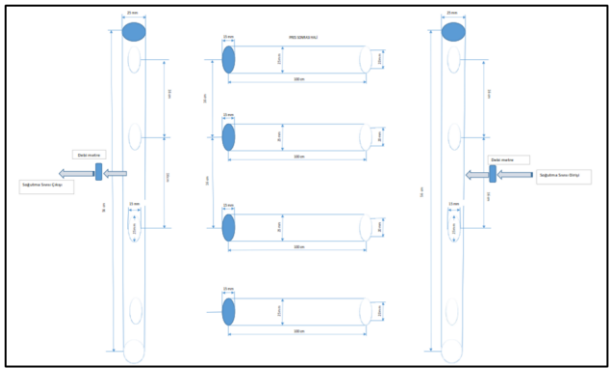
Çalışmada, 2 adet 375 W PV panel, 2 adet invertör, 2 adet jel akü, 10 adet K tipi termokupl, kağıtsız tip veri kaydedici, termal anemometre ve solarmetre kullanılmıştır. PV/T panel oluşturulurken kullanılan bakır boru sistemi 3-4-3 şeklinde dizayn edilmiştir. Deney düzeneği Şekil 1'de, bakır boru dizilimi Şekil 2 ve 3'te gösterilmiştir.



Şekil 1. Deney sistemi; a) Ön, b) Arka.



Şekil 2. Alt ve üst üçlü bakır boru sistemi yerleşimi.



Şekil 3. Orta dörtlü bakır boru sistemi yerleşimi.

Deney çalışması eşit elektrik üretim gücüne sahip 375 W gücündeki iki fotovoltaik panelden birinin yerleşik hücre dizgilerinin arkasına 3-4-3 'lü grup kanallı oluşturacak şekilde üç giriş tek çıkışta toplayarak ısı aktarımının üst seviyede olması amaç edinilmiştir. Daha önceki yapılan çalışmalarda ölü alanların oluşması tespiti ile fotovoltaik panelin soğuma düzeyinin üst sevilerde sağlanmış olması amaçlanmıştır (Göksel ve Variyenli, 2021). 3, 4, 5 ve 6 LPM debilerinde şebeke suyu ile ısı aktarımı sağlanacak olan deney setine üstten alta doğru yerleşimi üstte 3'lü, ortada 4'lü, alt grubu da 3'lü olan bakır borulara bağlantıları sağlanmıştır. Deney çalışmalarının tamamı 10:00 ile 16:00 arasında eşit güçteki fotovoltaik panel ve hibritleştirilmesi sağlanmış PV/T ile yapılmıştır. Farklı debilerde yapılan çalışmalarda suyun akış debisinin artışı ile verimin de artışının üst seviyelerde olduğu tespiti sonucuna yaklaşılmıştır. PV ile PV-T arasında verimlilik farkının yakalanmış olduğu gözlemlenmektedir (Benli, 2018; Öztürk vd, 2011).

Akışkanın akış rejimini belirlemede kullanılan en önemli parametrelerden biri kinematik viskozitedir ve Eş. (1) ile ifade edilmektedir (Öztürk vd, 2011; Çengel vd, 2017):

$$\nu = \frac{\mu}{\rho} \tag{1}$$

Doğal taşınım hesaplamalarında gerekli olan hacimsel genleşme katsayısı Eş. (2) ile tanımlanmaktadır (Öztürk vd, 2011; Çengel vd, 2017):

$$\beta = \frac{1}{T + 273.15} \tag{2}$$

Isı transferinde momentum difüzyonu ile ısıl difüzyon arasındaki orantıyı veren boyutsuz Prandtl sayısı Eş. (3) ile hesaplanır (Öztürk vd, 2011; Çengel vd, 2017):

$$Pr = \frac{c_p \times \mu}{k} \tag{3}$$

Akışın laminer mi türbülanslı mı olduğunu belirleyen Reynolds sayısı ise Eş. (4) ile tanımlanmaktadır (Öztürk vd, 2011; Çengel vd, 2017):

$$Re = \frac{\rho \times V \times D}{\mu} \tag{4}$$

Doğal taşınımın karakterizasyonu için kullanılan Grashof sayısı, Eş. (5) ile ifade edilmektedir (Öztürk vd, 2011; Çengel vd, 2017):

$$Gr = \frac{g \times \beta \times \Delta T \times D^3}{\nu^2} \tag{5}$$

Prandtl sayısı ile Grashof sayısının çarpımı olan Rayleigh sayısı (Eş. 6), doğal taşınım rejiminin belirlenmesinde kullanılmaktadır (Öztürk vd, 2011; Çengel vd, 2017):

$$Ra = Gr \times Pr \tag{6}$$

Zorlanmış taşınım koşullarında ortalama Nusselt sayısı, Dittus–Boelter bağıntısı (Eş. 7) kullanılarak hesaplanmaktadır (Öztürk vd, 2011; Çengel vd, 2017). Doğal taşınımda ise Nusselt sayısı, Rayleigh sayısına bağlı olarak Eş. (8) ile elde edilmektedir (Öztürk vd, 2011; Çengel vd, 2017):

$$Nu = 0.023 \times Re^{0.8} \times Pr^{0.4} \tag{7}$$

$$Nu = 0.10 \times Ra^{1/3} \tag{8}$$

Elde edilen Nusselt sayısı kullanılarak, ısı transfer katsayısı Eş. (9) ile hesaplanmaktadır (Öztürk vd, 2011; Çengel vd, 2017):

$$h = \frac{Nu \times k}{D} \tag{9}$$

Sistemde taşınan akışkanın kütlesel debisi Eş. (10) ile elde edilmektedir (Öztürk vd, 2011; Çengel vd, 2017):

$$\dot{m} = \rho \times \dot{V} \tag{10}$$

PV/T sistemden elde edilen faydalı termal ısı kazancı Eş. (11) hesaplanmaktadır (Hottel ve Woertz, 1942; Öztürk vd, 2011):

$$\dot{Q}_{termal} = \dot{m} \times c_p \times (T_{çıkış} - T_{giriş}) \tag{11}$$

Fotovoltaik modülün elektriksel verimi (Eş. 12), panelden elde edilen elektrik gücünün gelen ışınım gücüne oranı ile tanımlanır (Öztürk vd, 2011; Kanoğlu vd, 2020). PV/T modülünün elektriksel verimi (Eş. 13) de benzer şekilde hesaplanmaktadır. PV/T sistemin termal verimi (Eş. 14) ise faydalı ısı kazancının gelen güneş enerjisine oranı ile ifade edilmektedir (Öztürk vd, 2011; Kanoğlu vd, 2020):

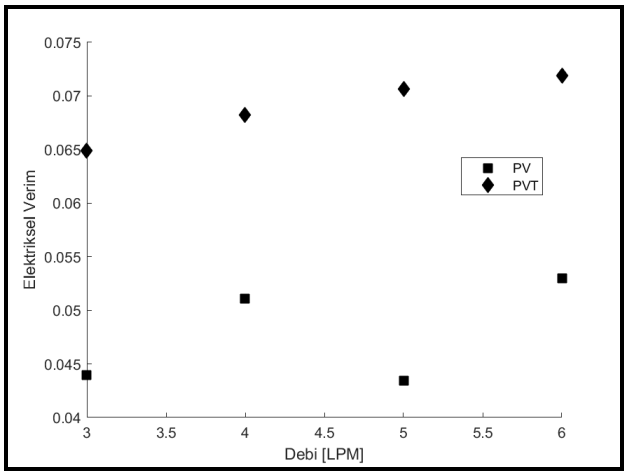
$$\eta_{PV} = \frac{P_{giriş,PV}}{G \times A} \tag{12}$$

$$\eta_{PVT,e} = \frac{P_{giriş,PVT}}{G \times A} \tag{13}$$

$$\eta_{PVT,t} = \frac{\dot{Q}_{termal}}{G \times A} \tag{14}$$

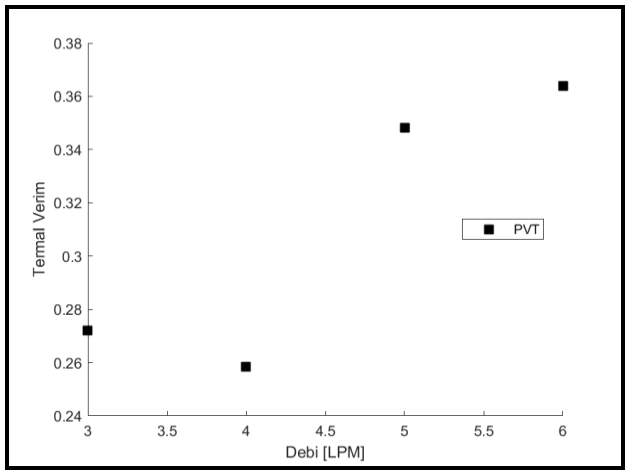
BULGULAR VE TARTIŞMA

Elde edilen deneysel verilerin analizi sonucunda PV ve PV/T sistemlerin performansları farklı parametreler üzerinden değerlendirilmiştir. Bulgular özellikle elektriksel, termal ve toplam verim eğilimlerinin debi değişimi ile nasıl farklılaştığını ortaya koymaktadır. Ayrıca PV yüzey sıcaklığının elektriksel verim üzerindeki olumsuz etkisi net olarak gözlenmiş, PVT sistemde kullanılan su soğutmanın bu kaybı sınırladığı görülmüştür. Grafikler ve hesaplamalar, literatür ile uyumlu olarak PV/T sistemlerin klasik PV panellere göre daha yüksek enerji geri kazanımı sağladığını göstermektedir.



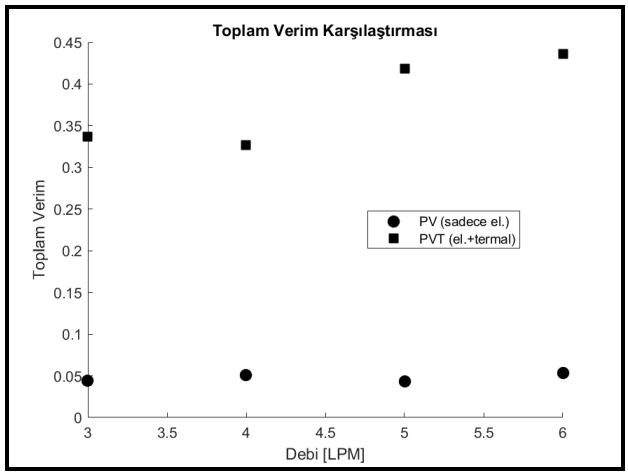
Şekil 4. Elektriksel verim.

Şekil 4'te PV modülünün elektriksel veriminin, debi değişimine göre çok büyük bir farklılık göstermediği, daha çok PV yüzey sıcaklığına bağlı olarak değiştiği görülmektedir. Daha yüksek debilerde panel yüzey sıcaklığının kısmen düşmesi sayesinde elektriksel verimde küçük iyileşmeler olabilir. Bu sonuç literatürde de yaygındır (Fudholi vd, 2014), PV hücre sıcaklığı arttıkça elektriksel verim düşer.



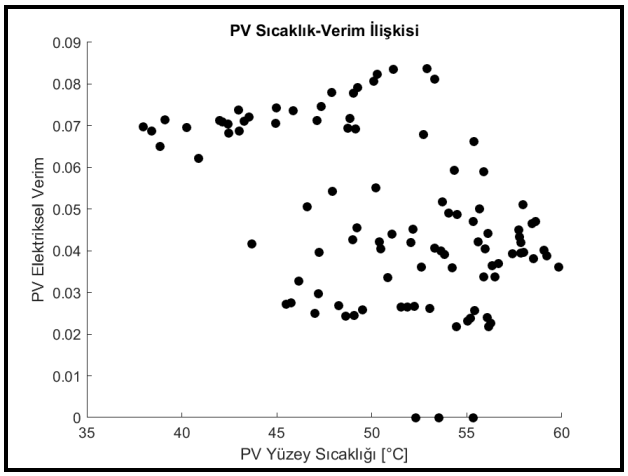
Şekil 5. PV/T termal verim.

Şekil 5'te debi arttıkça ısı taşıyıcı suyun daha etkin soğutma sağladığı, bu nedenle termal verimin yükseldiği görülmektedir. Düşük debilerde suyun daha fazla ısınması fakat taşınan toplam enerjinin azalması sebebiyle termal verim düşmektedir. Bu eğilim, PV/T sistemlerde optimal debi seçiminin önemli olduğunu gösterir.



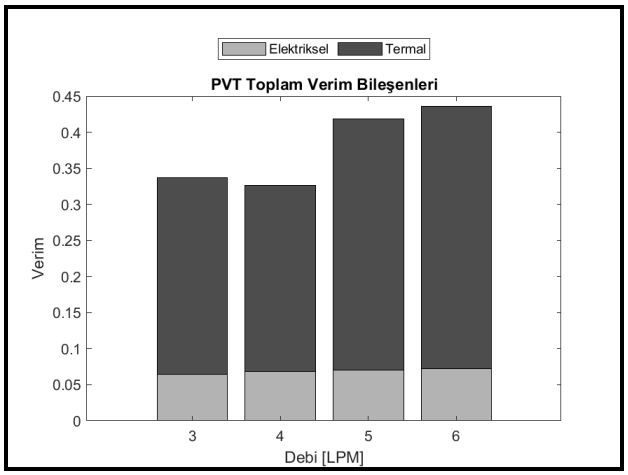
Şekil 6. Toplam verim karşılaştırması.

Şekil 6'da PV'nin toplam verimi yalnızca elektriksel kısım olduğundan daha düşük kaldığı, PV/T'de ise hem elektriksel hem de termal katkı bulunduğu için toplam verim belirgin biçimde yükseldiği görülmektedir. Bu grafik, PV/T teknolojisinin klasik PV'ye kıyasla üstünlüğünü açık şekilde göstermektedir.



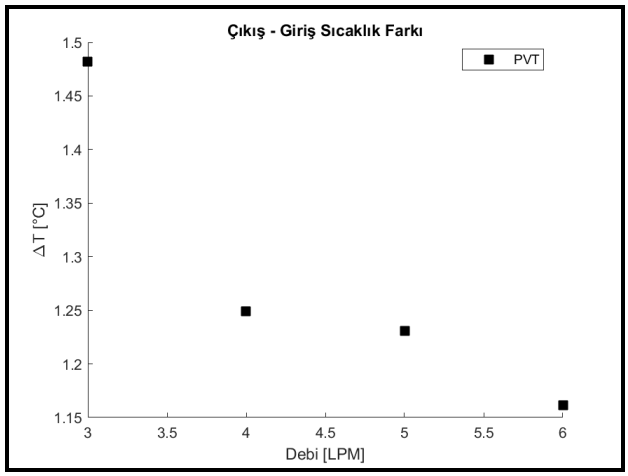
Şekil 7. PV sıcaklık verim ilişkisi.

Şekil 7'de elektriksel verimin PV yüzey sıcaklığı ile ters orantılı olduğu açıkça görülmektedir. Sıcaklığın artışı yarıiletken band aralığını daraltarak gerilim düşüşüne neden olur, dolayısıyla verim azalır. Bu, PV teknolojilerinin soğutma ihtiyacını vurgulayan kritik bir bulgudur.



Şekil 8. PV/T toplam verim bileşenleri.

Şekil 8'de toplam verimin büyük kısmının termal bileşenden geldiği, elektriksel katkının görece daha küçük kaldığı görülmektedir. Debi arttıkça termal verimin payı artmakta, elektriksel verim nispeten sabit kalmaktadır. Bu durum, PV/T sistemlerinin esas avantajının ısı geri kazanımı olduğunu kanıtlamaktadır.



Şekil 9. PV/T çıkış-giriş sıcaklık farkı.

Debiye bağlı olarak çıkış–giriş sıcaklık farkı düşmektedir; çünkü yüksek debide su daha kısa sürede panellerden geçmekte ve daha az ısınmaktadır (Şekil 9). Ancak bu durum toplam taşınan ısıl enerjiyi artırdığı için verime katkı sağlar. Grafik, sıcaklık farkı yüksek - toplam verim düşük gibi ilk bakışta çelişkili görünen ama enerji dengesiyle açıklanabilen ilişkiyi göstermektedir.

SONUÇLAR

Bu çalışmada, PV ve PV/T sistemlerin su soğutmalı koşullarda performansları deneysel veriler ışığında incelenmiştir. Yapılan analizler, PV/T sistemin hem elektriksel hem de termal çıktı sağlayarak yalnızca PV sistemlere kıyasla önemli ölçüde daha yüksek toplam verim elde ettiğini göstermektedir. Özellikle termal katkının toplam enerji verimliliğini artırmada belirleyici olduğu; debi artışının ise sistem performansını optimize eden önemli bir parametre olduğu sonucuna varılmıştır.

PV/T sistemin sadece PV'ye kıyasla daha yüksek toplam verim sağladığı, özellikle de ısı geri kazanımı sayesinde enerji verimliliğinin arttığı ortaya konmaktadır. Ayrıca debi değişiminin sistem performansında belirleyici olduğu, elektriksel verimdeki en kritik etkenin ise panel yüzey sıcaklığı olduğu vurgulanabilir.

SEMBOLLER

A	Panel alanı [m^2]
$c_{p,f}$	Özgül ısı [$Jkg^{-1}K^{-1}$]
D	Çap [m]
g	Yerçekimi ivmesi [ms^{-2}]
G	Güneş radyasyonu [Wm^{-2}]
h	Isı taşınımı katsayısı [$Wm^{-2}K^{-1}$]
k_f	Isıl iletkenlik katsayısı [$Wm^{-1}K^{-1}$]
m	Kütlesel debi [kgs^{-1}]
Q	Termal ısı kazancı [W]
ν	Kinematik viskozite [m^2s^{-1}]
V	Hacimsel debi [m^3s^{-1}]
β	Hacimsel genleşme katsayısı [K-1]
ρ_f	Yoğunluk [kgm^{-3}]
μ_f	Dinamik viskozite [Pas]
η_{PV}	PV elektriksel verim [%]
$\eta_{PVT,e}$	PV/T elektriksel verim [%]
$\eta_{PVT,t}$	PV/T termal verim [%]
Gr	Grashof sayısı [$=g\beta\Delta TD^3/\nu^2$]
Nu	Nusselt sayısı [$=0.023Re^{0.8}Pr^{0.4}$]
Pr	Prandtl sayısı [$=c_p\mu/k$]
Ra	Rayleigh sayısı [=GrPr]
Re	Reynolds sayısı [$=\nu\rho D/\mu$]

KAYNAKLAR

Arslan E., Tuncer A. D., Kosan M., Dolgun E. and Aktas M., 2020, Designing of A New Type Air-Water Cooled Photovoltaic Collector, *Tehnicki Glasnik*, 14, 41–51, https://doi.org/10.31803/tg-20190227095246.

Aste N., Del Pero C. and Leonforte F., 2014, Water flat Plate PVethermal Collectors: A Review, *Sol. Energy*, 102, 98e115, https://doi.org/10.1016/j.solener.2014.01.025.

Basuhaib A., Selvaraj J., Hasanuzzaman M., Anjum T. and Kumar L., 2024, Experimental Investigation the Effect of Different Operating Parameters and Optimized the Water-Based PVT System for Domestic Applications, *Sol. Energy*, 268, 112278, https://doi.org/10.1016/j.solener.2023.112278.

Benli F., 2018, *Fotovoltaik (PV) ve Fotovoltaik Termal (PV-T) Kollektörlerin Deneysel Olarak Karşılaştırılması*, Y.Lisans Tezi, Osmaniye Korkut Ata Üniversitesi, Osmaniye, Türkiye.

Chow T. T., 2010, A Review on Photovoltaic/Thermal Hybrid Solar Technology, *App. Energy*, 87, 365–379, https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2009.06.037.

Çengel Y. A., Cimbala J.M. and Turner R. H., 2017, *Fundamentals of Thermal-Fluid Sciences*, 5th ed., Newyork: Mcgraw-Hill Education.

Dong S., Di Y., Zhao C., Long H. and Gao Y., 2025, Performance Optimization of Water-Based PVT Collector with Dual Tanks: A Staircase Cooling Method, *Energy*, 333, 137430, https://doi.org/10.1016/j.energy.2025.137430.

El Alami Y., Lamkaddem A., Bendaoud R., Talbi S., Louzazni M. and Baghaz E., 2024, Numerical Study of A Water-Based Photovoltaic-Thermal (PVT) Hybrid Solar Collector with A New Heat Exchanger, *e-Prime – Adv. Elec. Eng., Elect. Energy*, 9, 100693, https://doi.org/10.1016/j.prime.2024.100693.

Fudholi A., Sopian K., Yazdi M. H., Ruslan M. H., Ibrahim A. and Kazem H. A., 2014, Performance Analysis of Photovoltaic Thermal (PVT) Water Collectors, *Energy Convers. Manag.*, 78, 641–651, https://doi.org/10.1016/j.enconman.2013.11.017.

Göksel B. Ç. and Variyenli H. İ., 2021, Fotovoltaik/Termal (PV/T) Güneş Kolektörde Elektriksel ve Termal Verimin Deneysel Analizi, *International Aegean Symposiums on Innovation Technologies & Engineering-IV*, İzmir, 62-74.

Hasanuzzaman M., Malek A. B. M. A., Islam M. M., Pandey A. K. and Rahim N. A., 2016, Global Advancement of Cooling Technologies for PV Systems: A Review, *Sol. Energy*, 137, 25–45, https://doi.org/10.1016/J.SOLENER.2016.07.010.

Hottel H. C. and Woertz B. B., 1942, Performance of Flat-Plate Solar-Heat Collectors. *Trans ASME*, 64(91).

Kanoğlu M., Çengel Y. A. and Cimbala J. M., *Fundamentals and Applications of Renewable Energy*, 1st ed., Newyork: Mcgraw-Hill Education.

Öztürk M., Özerk N., Batur H. and Koç M., 2011, PV Sistemlerinin ve PVT Kollektörlerinin Termodinamik Değerlendirmesi, *Mühendis ve Makina Dergisi*, 52(619), 50-62.

Ramos C. A. F., Alcaso A. N. and Cardoso A. J. M., 2019, Photovoltaic-Thermal (PVT) Technology: Review and Case Study. *IOP Conference Series: Earth and Environ. Sci.,* 354, 012048, https://doi.org/10.1088/17551315/354/1/012048.

Rao V. T., Yendaluru R. S., Arıcı M., Pochont N. R. and Prasad D. M. R., 2024, Experimental Investigations on Bi-Symmetrical Web Flow Water Based Photovoltaic-Thermal (PVT) System: Energy, Exergy, and Entropy (3-E) Analysis, *Sol. Energy*, 271, 112445, https://doi.org/10.1016/j.solener.2024.112445.

Vallati A., Di Matteo M., Lo Basso G., Ocłon P. and Fiorini C.V., 2024, Definition of A PVT Coupled Water Source Heat Pump System Through Optimization of Individual Components, *Energy*, 307, 132455, https://doi.org/10.1016/j.energy.2024.132455.

COMPARATIVE STUDY OF INJECTION PATTERNS IN ROTATING DETONATION ENGINES

[a]Nebi Can ASLAN*, Melda Özdinç ÇARPINLIOĞLU**

*Eskişehir Osmangazi University, Faculty of Engineering and Architecture, Department of Aeronautical Engineering, 26040, Türkiye, nebi.aslan@ogu.edu.tr

**Gaziantep University, Faculty of Engineering, Department of Mechanical Engineering, 27310, Türkiye, melda@gantep.edu.tr

Abstract: Rotating Detonation Engines (RDEs) are the focus of research due to their high thermal efficiency and pressure gain capability. A two-dimensional computational study investigated flow dynamics within an RDE using hydrogen as fuel, with a stoichiometric mixture of hydrogen and air in the combustor chamber. The efficiency and rapid mixing of the fuel mixture significantly influence the stability of the rotating detonation waves. All injection configurations involved air and fuel entering through the same boundary, with varying geometries at angles of 30°, 45°, and 60°, along with a "triplet" configuration where air enters through two 45° channels, and fuel injects between them. Equivalence ratio contours showed that the 30_d_b and 45_d_b configurations followed the baseline trend, while the 60_d_b configuration had high values near the outer wall. The 45_t_b configuration exhibited high equivalence values near the inlet, with values nearing zero throughout the chamber. Adjustments in angle shifted the formation of recirculation zones closer to the injection plane, with two zones noted in the 45_t_b configuration. The hydrogen mass fraction was similar across configurations, with low values in the predetonator region reducing post-combustion likelihood. Increased fuel mass flow led to more symmetrical equivalence structures, with hydrogen's lower mass enhancing its penetration into the air inlet and mixture formation. High equivalence values formed a pocket-like structure in the 45_t_c configuration.

Keywords: Combustion, Detonation, Rotating Detonation Engine, Injector Configuration.

Coressponding Author: ([a]) Nebi Can Aslan, nebi.aslan@ogu.edu.tr

INTRODUCTION

Rotating detonation engines (RDE) represent a particularly salient research focus, given their high thermal efficiency and high-pressure gain ability. It has been demonstrated that RDE's with annular or circular combustion chambers can be readily incorporated into extant systems. The principal of the RDE is based on the Continuously Rotating Detonation Wave (CRDW) that propagates azimuthally in a disk-like combustion chamber. Fuel and oxidizer supplied from inlet portion of the combustion chamber unceasingly to ensure the detonation wave propagates. The other end of the combustion chamber is either open to atmosphere or connected to a nozzle to increase the RDE performance. It has been demonstrated that high-frequency detonation waves (i.e. waves with a frequency greater than 1,000 Hz) have the capacity to reduce thrust oscillations at the exit of the combustion chamber. This, in turn, enables the attainment of high thrust values in a stable manner.

The first studies on RDEs date back to 1950 and later. The initial studies were predominantly concerned with the structure of detonation combustion and the complexity of shock wave reaction zones (Voitsekhovskii et al., 1969). In addition, the design of a propulsion system utilising the Rotating Detonation Wave (RDW) was considered (Nicholls et al., 1966). A single successful Chapman-Jouget (CJ) wave was documented, with no subsequent waves being observed. As demonstrated by Zhadan et al. (2007), two-dimensional numerical simulation of detonation wave propagation analysis is a viable method of investigation.

The majority of extant studies have utilised a premixed injection of a fresh mixture into the combustion chamber, thereby circumventing the occurrence of a flashback

effect in the plenums. In actual practice, fresh mixtures are introduced into the combustion chamber through various apertures or slots in a non-premixed configuration. In order to obtain stable detonation waves within the chamber, it is essential that freshly injected mixtures mix completely over a very brief time period. Sun et al. (2017) conducted a numerical analysis of real injection models, with the aim of investigating the effects of nozzle exit width on chamber inlet and detonation propagation. Stoddard et al. (2014) conducted a study utilising three-dimensional CFD (Computational Fluid Dynamics) to analyse various configurations of nozzle inlets. Driscoll (2016) realised the effects of air injection width, air mass flow rate, separation distance between the injection of fuel and oxidiser, and the number of fuel injectors by conducting a two-dimensional CFD analysis. In recent studies, the primary focus of researchers has been on the width and length of injectors. In this study, a range of geometries were created by considering the orientation of the injectors and the effect on effective mixing was emphasised. Moreover, experimental studies have demonstrated that air exhibits higher mass flow rates. This study places particular emphasis on the effect of equal mass flow rates of air and fuel on the process of mixing. A comparative study was conducted in order to observe the effect on mixing by altering the injection pattern.

METHODOLOGY

It is important to note that all results presented in this study have been obtained using the geometry of Shank's 2012 RDE design (Shank et al., 2012). The 2D unwrapped rotating detonation chamber is analysed by simulating a steady, compressible and non-reacting flow field. In order to obtain realistic results with numerical analyses, time-dependent numerical studies should be performed. Furthermore, the presence of the detonation wave contributes to the unsteadiness of RDEs. Nevertheless, the injection process can be analysed in a steady manner. As demonstrated by Keimasi et al. (2012) and Huang et al. (2012), experimental values can be validated through the accurate execution of steady simulations. In the context of the study of a non-reactive flow field, the observation of wave formation is precluded, and transient effects can be disregarded.

In Shank et al. (2012), the injection of fuel and oxidiser is conceptualised as a jet in a crossflow. DeSpirito et al. (2015) demonstrated that the Spalart-Allmaras model successfully predicted the experimental results. Furthermore, they established that transport effects are negligible in comparison to convective effects in detonation analysis, and that primitive turbulence models can be utilised. Therefore, the Spalart-Allmaras viscosity model is utilised to capture the effects of mixing.
In the case of unreacted flow configurations, the species is hydrogen-air at the stoichiometric mixing level. This study employs standard air compositions, which correspond to air that is composed of 79% nitrogen and 21% oxygen.

The combustion chamber of RDE is illustrated in Figure 1. The dimensions of the combustion chamber are precisely 7.62 mm in width and 130.18 mm in length. The predetonator location is 23.88 mm from the outer air slot wall. The initial air slot width (d_{air}) is measured at 3.48 mm, while the fuel slot width (d_{fuel}) is recorded as 0.84

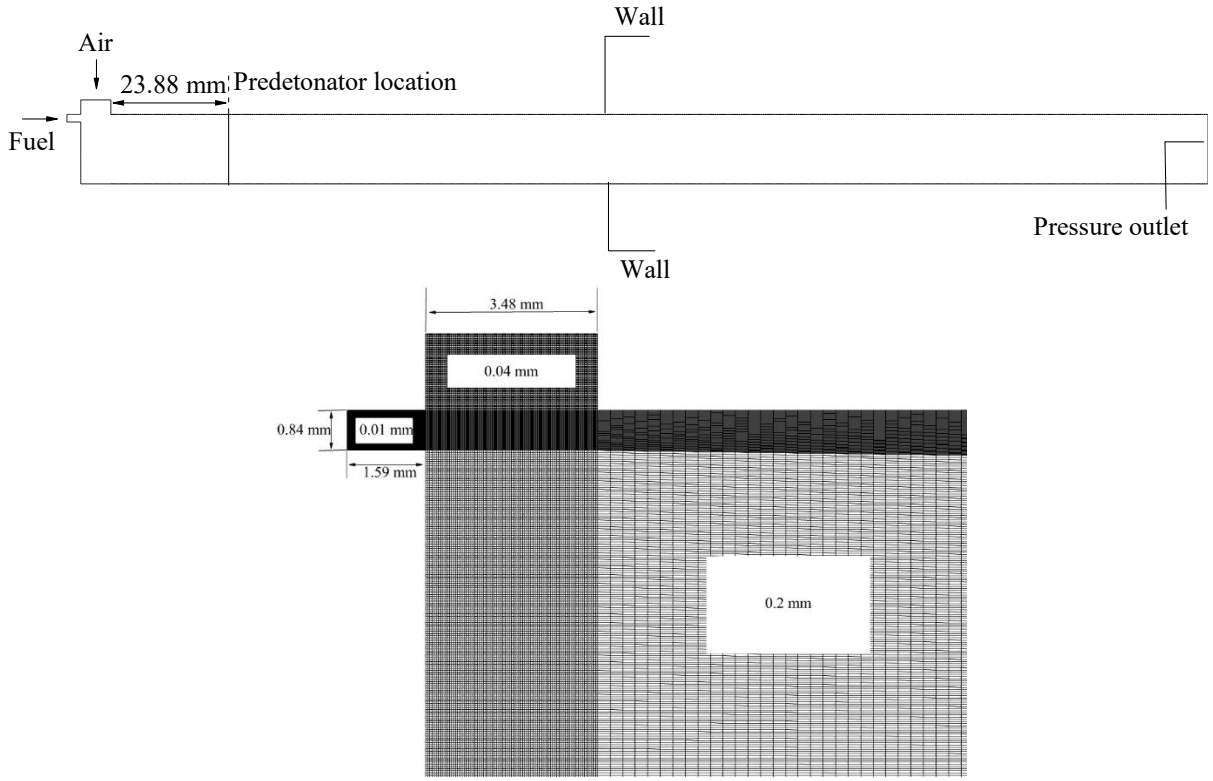


Figure 1. Computational domain with boundary conditions and mesh resolutions.

mm. Both slots have a height of 1.59 mm. In the experimental study, the air mass flow rate and the fuel mass flow rate are set at 0.2 kg/s and 0.0058 kg/s, respectively. In the base-line simulation, the air and fuel mass flow rates are set at 0.2 kg/s and 0.0058 kg/s, respectively, at a temperature of 300 K. The application of wall conditions involves the design of the upper and lower parts of the combustion chamber as no-slip walls. In the reference experimental study, the pressure outlet was specified at a value of 1 atm, in order to account for the discharge to the atmosphere.

The mesh independence study was conducted in reference study with the methodology established by Pudsey and Boyce (2010). Consequently, a discrete mesh independence study is deemed superfluous with regard to

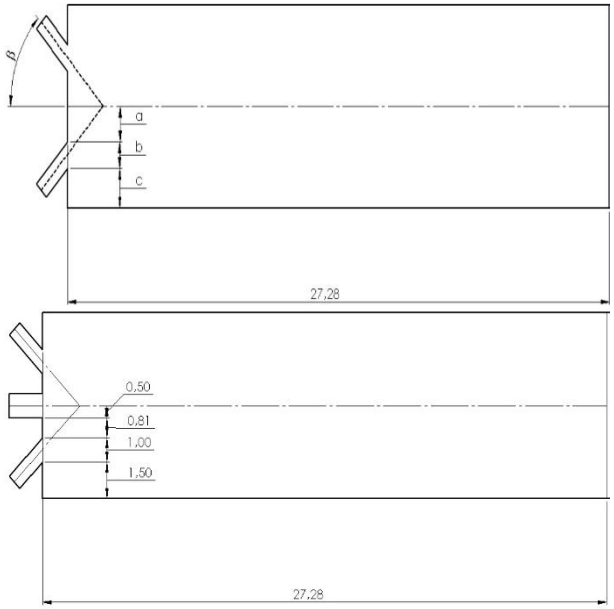


Figure 2. Injection pattern geometry and triplet injection configuration (all dimensions are in mm).

In order to concentrate on the effect of different injection conditions on mixing in RDEs, injection patterns were created, as demonstrated in Figure 2. As illustrated in Figure 2, the triplet injection was created separately from the doublet injection. In triplet injection, the angle between the centre of the air injection slots and the chamber centre is taken to be 45°. It is imperative to note that the dimensions of a, b and c remain constant whilst the β angle is parametrically altered. Consequently, the injection conditions were analysed in a parametric and comparative manner. Table 1. provides a comprehensive overview of the injection pattern configurations, accompanied by their respective properties and nomenclature. It has been established that all dimensions of the air and fuel injection slots are equivalent to 1.59 millimetres.

Furthermore, the mass flow rate effect is investigated. In the context of the mass flow effects study, it is observed that the mass flow rate of air and fuel will be equal, with a total of 0.2 kg/s, and this is denoted as "_c" in the results. In the baseline scenario, the mass flow rates of air and fuel were measured at 0.2 kilograms per second (kg/s) and 0.0058 kilograms per second (kg/s), respectively. The symbol "_b" is employed in the labelling process to denote the baseline case's mass flow rates.

Table 1. Injection pattern parameters and labelling.

β (°)	a (mm)	b (mm)	c (mm)	Labelling
30	1.31	1.0	1.50	30_d_b
45	1.31	1.0	1.50	45_d_b
60	1.31	1.0	1.50	60_d_b
45	0.81	1.0	1.50	45_t_b

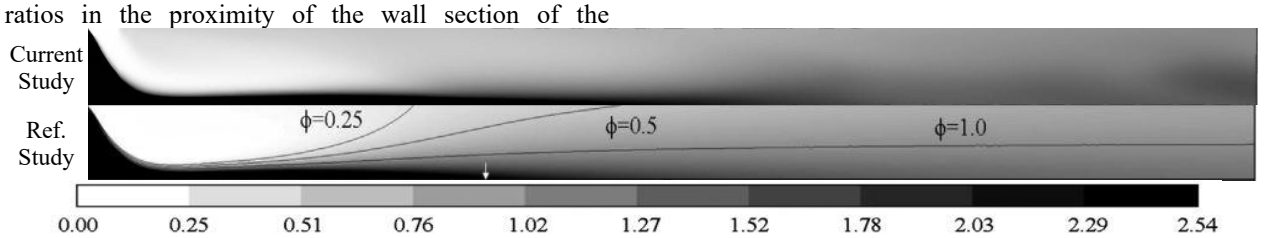
RESULTS AND DISCUSSION

Driscoll's CFD study is taken as a reference for the validation of the method used in the simulation. A series of validation studies were conducted on the sixth baseline case, employing Shank's experimental test setup as a foundation for the research. The utilisation of coarse mesh is contingent upon the consideration of CPU time and labour power. In addition, it was demonstrated that the total number of elements in the 147.800 mesh elements were adequate for the execution of validation studies.

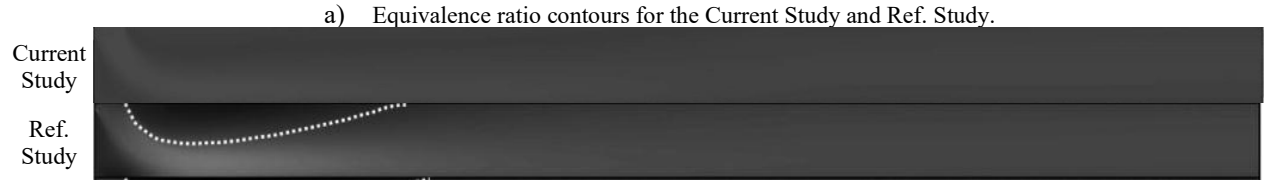
The equivalency ratio is well-predicted by the Current Study results obtained, and the mach contours are not easily distinguishable. The mass-weighted average value of H_2 species at the predetonator location is determined to be 0.02549571. In the reference study, this value is found to be 0.026642, with an error margin of approximately 4%. The observation that the results obtained are in close proximity to those of the reference study serves as a testament to the appropriateness of the simulation conditions employed. Consequently, a range of injector models will be examined utilising these simulation conditions. In this particular instance of validation, the mass flow of inlet air and fuel was established at 0.2 and 0.0058 kilograms per second, respectively. The pressure at the outlet has been determined to be 1 atm. In all analyses, convergence criteria 1e-3 was attempted to be achieved. Prior to the initiation of the simulation, a fuel-air mixture with an equivalence value of 0.6 was defined at a specificdistance from the air and fuel inlet. The presence of divergence was observed in analyses where this initial condition was not defined. In the context of contours, the utilisation of the detonation chamber zone, extending up to the predetonator location representation, will be employed in future presentations.

As illustrated in Figure 4, the equivalence ratio is demonstrated for four distinct injection configurations. In the baseline case, equivalence ratio values are elevated in the region proximate to the inner wall of the detonation chamber, and the same profile is observed in the 30_d_b and 45_d_b injector configurations. In the 30_d_b and 45_d_b injection configurations, the equivalence ratio values are in close proximity to the fuel and air inlets, thereby ensuring that combustion occurs at the starting points of the chamber. In the baseline case, the equivalence ratio extends further away from the inlet, causing combustion to occur in the parts of the chamber that are farther away from the inlet. In RDEs, short and sudden combustion is of paramount importance for the

stability of detonation waves. In this particular context, the 30_d_b and 45_d_b injection configurations have been shown to be superior to the baseline case. It has been demonstrated that the 60_d_b injection configuration exhibits higher equivalence ratios in the proximity of the outer wall of the detonation chamber. However, It is evident that the 45_t_b configuration is characterised by a very short equivalence ratio range. Whilst other injection configurations demonstrate higher equivalence ratios in the proximity of the wall section of the detonation chamber, 45_t_b configurations exhibit higher equivalence ratios in the mid-section of the detonation chamber. The occurrence of higher equivalence ratios in proximity to the wall regions suggests that combustion commences at these locations. Furthermore, the observation of elevated temperatures in the context of detonation combustion indicates the presence of high-temperature conditions in these regions.



a) Equivalence ratio contours for the Current Study and Ref. Study.



b) Mach number contours for the Current Study and Ref. Study.

Figure 3. Equivalence ratio and Mach number contours for the validation purposes.

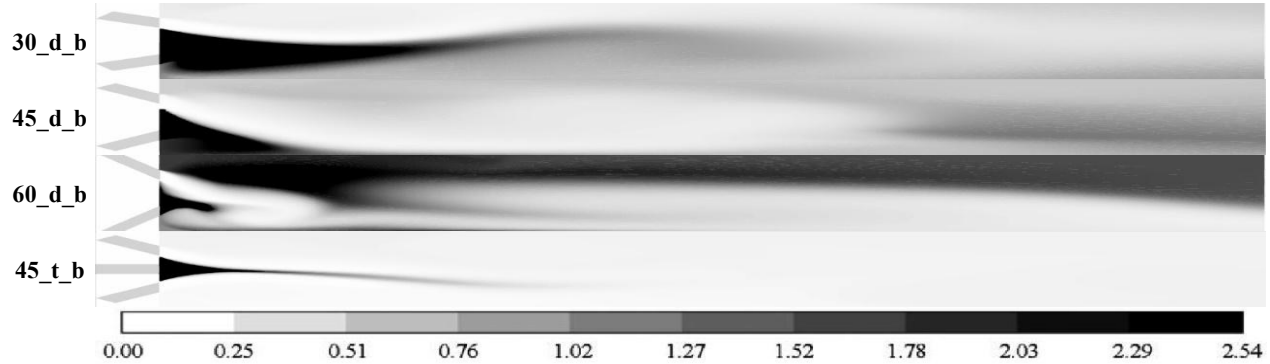


Figure 4. Equivalence ratio contours for different injection configurations.

It can thus be concluded that the outer walls of the detonation chamber are exposed to elevated temperatures on a frequent basis. It is well established that exposure to elevated temperatures will result in thermal stresses on the walls of the detonation chamber, thereby reducing the durability of the material. The 45_t_b configuration has been demonstrated to enhance the durability and longevity of the wall material through the generation of elevated temperatures at the centre of the chamber.

In addition to the equivalence ratio, recirculation zones are defined as flame-capturing fields where combustion is likely to occur and fuel is continuously burned. In order to maintain combustion process in the combustion chamber, it is essential that recirculation zones are present. The utilisation of swirlers in the establishment of recirculation zones is well-documented; however, within the context of RDE's combustion chambers, the implementation of a swifter becomes a more challenging task. However, it is also possible to observe recirculation zones in the corners of the chambers or in the proximity of the wall regions of the injection points. Thus, the presence of recirculation zones has been observed in RDEs near the injection zones.

In Figure 5, the Mach contours for various injection configurations are illustrated. In these contours, the letter "R" indicates the presence of recirculation zones within the flow field. The trends observed in the Mach contours for the 30_d_b, 45_d_b, and 60_d_b configurations closely follow the pattern established by the baseline case. However, a notable distinction arises with the 45_t_b configuration, which exhibits two potential recirculation zones. This feature suggests that flame occurrences are likely to be more prevalent in the 45_t_b configuration compared to the others, particularly at higher percentages. The present study has demonstrated that the configurations of 60_d_b and 45_t_b exhibit a high level of Mach number for a considerable duration along the combustion chamber. This finding serves to distinguish these injection configurations from others.

The presence of elevated Mach number levels at the inner wall section of configuration 60_d_b indicates that combustion likely to occur in proximity to this section.

Nevertheless, for the configuration 45_t_b, the occurrence of combustion at the mid-section of the combustion chamber is contingent on Mach number levels.

Effect of mass flow rate

The contours of the equivalence ratio are illustrated in Figure 6 for a total mass flow rate of 0.2 kg/s. Notably, with the exception of the 30_d_c injection configuration, all other cases exhibit significant deviations from the baseline scenario. High equivalence ratio values are prominently observed towards the center of the combustion chamber, indicating a concentrated area of fuel and air interaction. This phenomenon highlights that an increase in the mass flow rate of the fuel inlet significantly raises the likelihood of flame formation within this central region. Specifically, in the 45_t_c injection configuration, the highest equivalence ratio values are detected as combustion pockets advance towards the chamber. This behavior can be attributed to the interaction of two counter-flows of air that merge into the injected fuel stream, enhancing the mixing process and promoting more favorable combustion conditions. As the angle of injection configurations increases, the penetration of the fuel stream into the oxidiser stream is continuously increasing. It can thus be concluded that hydrogen appearances are more likely to be found in the outer wall section of the combustion chamber. Nevertheless, in the case of the 45_t_c injection configuration, due to the presence of symmetric oxidiser injections, fuel and oxidiser are mixed at high equivalence ratios in the region near the midpoint of the combustion chamber. Moreover, low equivalence ratio values are evident in the inner and outer wall sections of the combustion chamber.

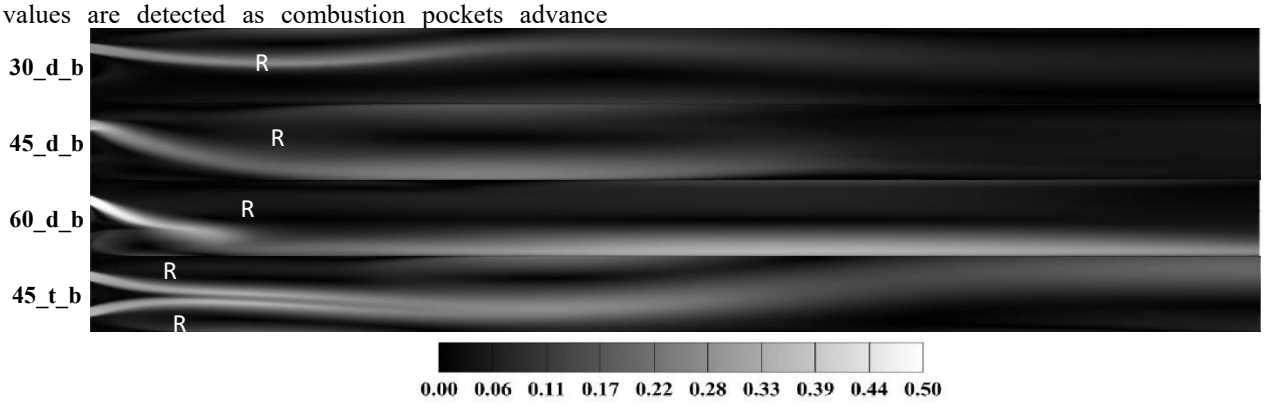


Figure 5. Mach contours for different injection configurations.

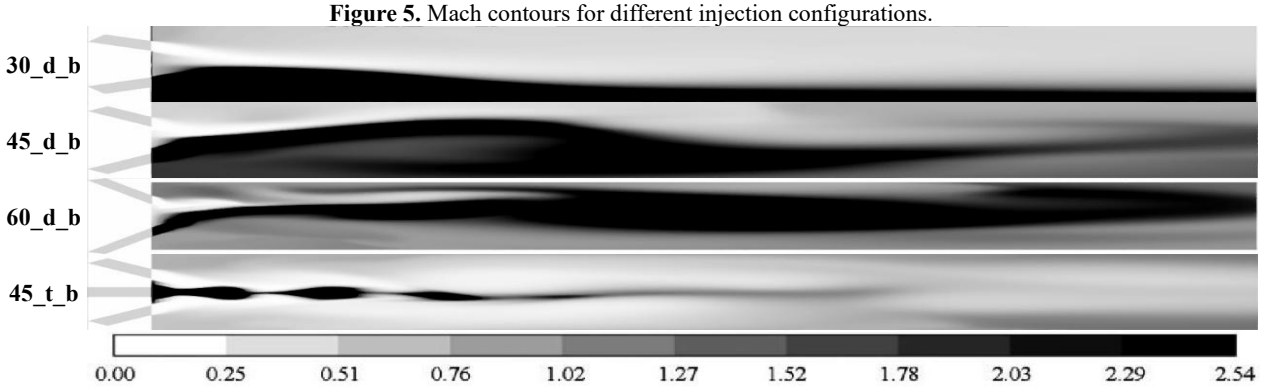


Figure 6. Equivalence ratio contours for different injector configurations with increased mass flow rate.

As demonstrated in Figure 7, an augmentation in the mass flow rate for the fuel inlet gave rise to the formation of multiple recirculation zones. A similar flow type is observed in all injection configurations. Hydrogen atoms, which have a smaller molecular weight compared to oxygen atoms, penetrated more deeply into the air stream due to their higher momentum. Furthermore, as evidenced by all configurations, a recirculation zone is formed at the commencement of the fuel and air inlet. The presence of a recirculation zone is known to be a contributing factor to elevated temperatures. Consequently, it can be deduced that the combustion process will be expedited, occurring within a reduced timeframe and in proximity to the injection zones.

In contrast to the contours, the hydrogen mass fraction values along the predetonator location are illustrated in Figure 8. In the baseline case, the results are expressed as b-l-c. The hydrogen mass fraction value exhibited significant variation between the inner and outer walls of the chamber. The hydrogen mass fraction value exhibits a significant decrease from approximately 0.15 at the inner wall to zero at the outer wall. It is evident that such a decline is not evident in the injection configurations that have been examined. This hydrogen mass fraction value is constant at a certain value throughout the chamber width, especially in the 45_t_b configuration. The decline in the hydrogen mass fraction value up to the predetonator point is indicative of well-mixed mixtures.

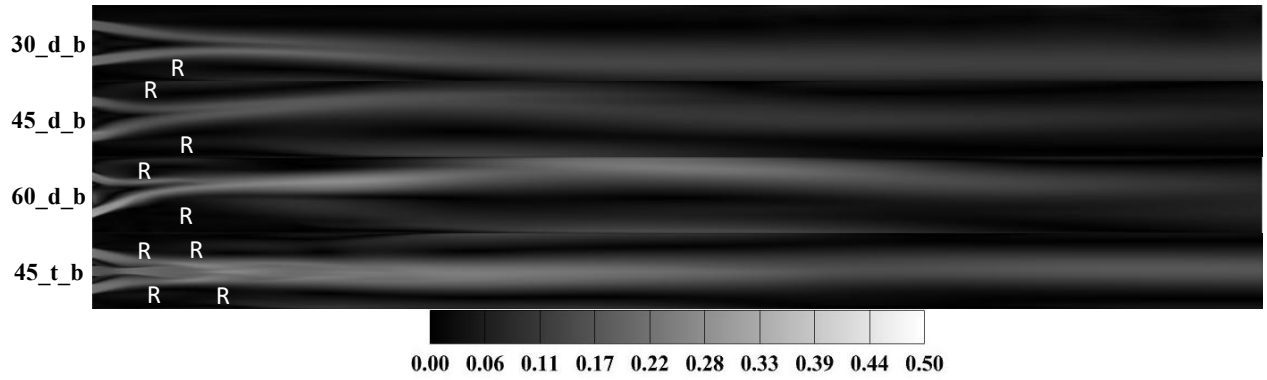


Figure 7. Mach number contours for different injector configurations with increased mass flow rate.

In the b-l-c configuration, the mass fraction value is considerably higher than in the other injection configurations, indicating that the mixing of the b-l-c case is lower than the others.

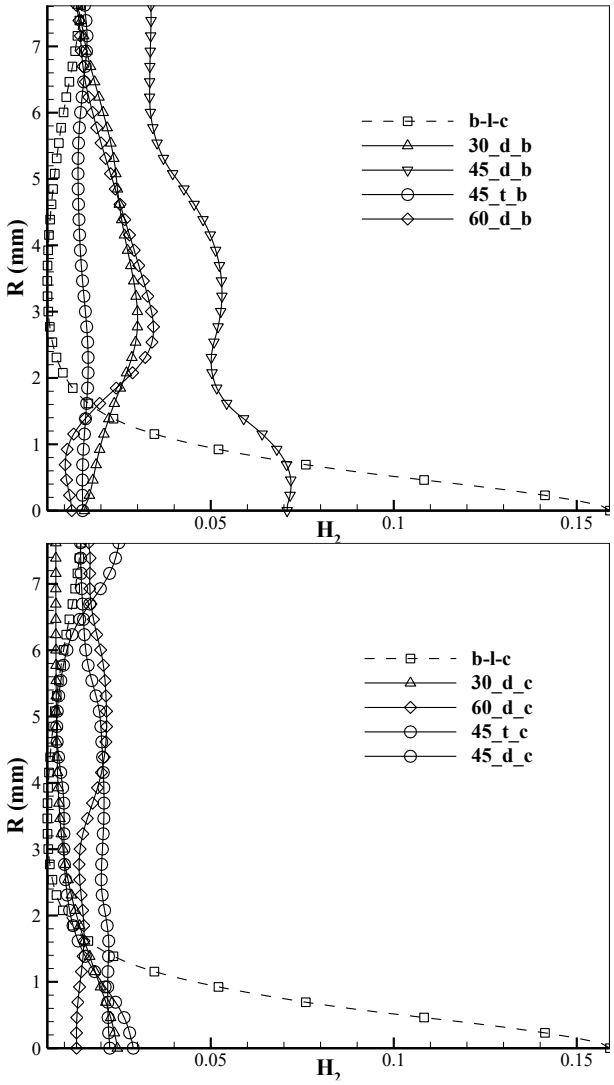


Figure 8. Hydrogen mass fractions along predetonator for injection configurations.

CONCLUSION

A non-reactive, two-dimensional, computational investigation was conducted in order to examine the flow field within a rotating detonation engine for varying injection configurations. The fuel selected for utilisation in this particular instance is hydrogen, with a hydrogen-air mixture being introduced into the combustor chamber in a stoichiometric ratio. In RDEs, the efficiency of the mixture, its fast-mixing and its proximity to the inlet of the chamber are of paramount importance for the stable detonation waves. In this study, the fuel-air injection configuration model utilised by Shank in the experimental setup, upon which experimental and numerical studies have been conducted, is employed as a foundation. A comparative study is then conducted on various injection models. In all injection configurations, the air and fuel enter at the same boundary, which corresponds to the left wall of the combustion chamber. In the baseline configuration, air enters the combustion chamber via the top wall. In order to ascertain the effects of altering the inlet areas and heights of the air and fuel inlets, geometries with different angles (30, 45 and 60) were created and numerical analyses were carried out. The present study also examines an injection configuration known as 'triplet'. In this configuration, the air enters the combustion chamber through two channels at 45° angles, while the fuel is transferred to the combustion chamber at an equal distance in the middle of these two channels. The present study investigates the impact of altering both the configuration of the injection, whether in doublet or triplet, and the angle value in the case of doublet injections, on the flow physics and mixing.

It has been observed that variations in flow physics occur with alterations in angle values within the injection configuration. The contours of the equivalence ratio demonstrate that the 30_d_b and 45_d_b configurations align with the trend of the baseline case. In the 60_d_b configuration, high equivalence ratio values are observed in the proximity of the outer wall of the chamber. In the 45_t_b configuration, in contrast to all other configurations, the equivalence ratio value attained high values in the vicinity of the inlet and approached zero value throughout the chamber. It is evident that a shift in angle is concomitant with a change in the formation locations of the recirculation zones. As the angle value increases, the recirculation zones are formed closer to the injection plane. Furthermore, it was determined that the 45_t_b configuration exhibited two recirculation zones. The formation of recirculation zones is of critical importance for non-premixed combustion. These zones are where the flame is sustained, and the elevated

temperatures generated here initiate combustion. The hydrogen mass fraction values in all injection configurations did not demonstrate significant disparities in the inner and outer walls. It is evident that the low hydrogen mass fraction values in the predetonator region serve to reduce the possibility of post-combustion.

The augmentation of the fuel mass flow rate elicited a substantial effect on the flow physics. As is evident from the equivalence contours, more symmetrical structures are observed. The lower mass of the hydrogen atoms in comparison to the mass of the oxygen atoms results in a higher momentum value for hydrogen atoms. Consequently, fuel penetration into the air inlet is increased and effective mixture formation is observed. In the 45_t_c configuration, the formation of high equivalence values in the form of a pocket is also observed.

In the context of forthcoming studies, the implementation of combustion analyses with reactive flow medium will facilitate a more comprehensive examination of flow physics. Furthermore, the effect of combustion mechanisms is also very important in the context of detonation combustion. In the present study, analysis is conducted in a methodical manner, with due consideration given to the computational cost. However, it is imperative to conduct transient analyses to examine the mixing time and flow evaluation.

ACKNOWLEDGEMENT

This study was conducted under the guidance of my supervisor Prof. Melda Özdinç ÇARPINLIOĞLU as a Master's non-thesis assignment. Computing resources used in this work were provided by the National Center for High Performance Computing of Türkiye (UHeM) [grant number 4016032023].

REFERENCES

B. V. Voitsekhovskii, V. V. Mitrofanov and M. E. Topchiyan, 1969, Structure of the detonation front in gases (survey), Combust. Explo. Shock+, 5, 267-273.

J. A. Nicholls, R. E. Cullen and K. W. Ragland, 1966, Feasibility Studies of a Rotating Detonation Wave Rocket Motor, J. Spacecraft, 3, 893-898.

S. A. Zhdan, F. A. Bykovskii, E. F. Vedernikov, 2007, Mathematical Modeling of a Rotating Detonation Wave in a Hydrogen-Oxygen Mixture, Combust. Explo. Shock+, 43, 449-559.

J. Sun, J. Zhou, S. Liu, Z. Lin, J. Cai, 2017, Effects of injection nozzle exit width on rotating detonation engine, Acta Astronaut., 140, 388-401.

W. Stoddard and E. J. Gutmark, 2014, Comparative Numerical Study of RDE Injection Designs, 52nd Aerospace Sciences Meeting.

R. Driscoll, A. St. George, E. J. Gutmark, 2016, Numerical investigation of injection within an axisymmetric rotating detonation engine, Int. J. Hydrogen Energ., 41, 2052-2063.

J. C. Shank, 2012, Development and Testing of a Rotating Detonation Engine Run on Hydrogen and Air, M.s. Thesis, Airforce Institute of Technology, Ohio, USA.

M. R. Keimasi and M. Taeibi-Rahni, 2001, Numerical Simulation of Jets in a Crossflow Using Different Turbulence Models, AIAA Journal, 39, 2268-2277.

W. Huang, W. Liu, S. Li, Z. Xia, J. Liu, Z. Wang, 2012, Influences of the turbulence model and the slot width on the transverse slot injection flow field in supersonic flows, Acta Astronaut., 73, 1-9.

J. DeSpirito, 2015, Turbulence Model Effects on Cold-Gas Lateral Jet Interaction in a Supersonic Crossflow, J. Spacecraft Rockets, 52:3, 836-852.

A. S. Pudsey and R. R. Boyce, 2010, Numerical Investigation of Transverse Jets Through Multiport Injector Arrays in a Supersonic Crossflow, J. Propul. Power, 26:6, 1225-1236.

A STUDY ON THE IMPACT OF V-GUTTER FLAMEHOLDER GEOMETRY ON AFTERBURNER COMBUSTION PERFORMANCE

Altuğ MUSLU[1,2], Kübra KURTOĞLU SONTAY[1*] Göktuğ KARACA[1,2], Musa Cenk ÖZEKİNCİ[4], Doğuş ÖZKAN[1]

[1]Department of Mechanical Engineering, Turkish National Defence University, Naval Academy
34940 Tuzla, Istanbul, Türkiye, dogus.ozkan@msu.edu.tr, kubra.kurtoglu@msu.edu.tr
[2]Department of Mechanical Engineering, Yıldız Technical University
34330 Beşiktaş, Istanbul, Türkiye, altug.muslu@std.yildiz.edu.tr, goktug.karaca@std.yildiz.edu.tr
[4]Department of Mechanical Engineering, Atatürk Institute for Strategic Studies and Graduate Education, Turkish National Defence University
34330 Levent, Istanbul, Türkiye, musacenk.ozekinci@msu.edu.tr

Abstract: Afterburners, commonly used in military fighter aircraft, enable rapid thrust augmentation by injecting fuel into the hot gases existing the main combustion chamber for secondary combustion. In aviation engines equipped with afterburners, flame stabilization is achieved using flame holders of various geometries. Among these, the V-gutter flame holder has shown superior combustion efficiency due to the prolonged residence time of the flame within its structure compared to other types such as circular-section holders. This study investigates the effect of V-gutter geometry on combustion performance within the afterburner module of a mini turbojet engine producing a gross thrust of 3113 N. Initially, the configurations of the fuel injectors and the ignition system were determined. Each fuel injector featured five spray holes to ensure uniform fuel distribution across the V-gutter. Using Computational Fluid Dynamics (CFD) analyses, the combustion performance was evaluated for different V-gutter angles (30˚, 45˚, and 60˚) placed at a fixed distance from the fuel bar. The results showed that the V-gutter flame holder with a 45˚ angle, located 20 mm from the fuel bar, achieved the most favorable combustion performance.
Keywords: Afterburner, mini turbojet engine, V-gutter flame holder, combustion performance

INTRODUCTION

Turbojet engines constitute a class of air-breathing propulsion systems widely employed in the aviation industry. These engines operate by compressing ambient air through axial or centrifugal compressors, thereby increasing its pressure and temperature. The compressed air is then mixed with fuel and ignited within the combustion chamber, producing high-enthalpy combustion gases. These gases are subsequently expanded through the turbine and accelerated through the nozzle to generate thrust. The first aircraft powered by a prototype turbojet engine was the Gloster E.28/39, which successfully completed its maiden flight in May 1941 (Gunston, 1995). To enable sustained supersonic flight, afterburners (or reheat systems) were developed and integrated into both turbojet and low-bypass turbofan engines. In such systems, unburned oxygen in the exhaust stream is utilized to combust additional fuel downstream of the turbine, resulting in a significant increase in thrust. This configuration is particularly advantageous during takeoff, climb, and combat maneuvers, as it improves thrust-to-weight ratio and shortens mission-critical flight phases. While afterburners are standard equipment on most military supersonic aircraft, they have also been implemented selectively in civil aviation—for instance, in NASA experimental aircraft, the Tupolev Tu-144, Concorde, and the White Knight of Scaled Composites (Kay, 2007). Historically, one of the earliest known applications of an afterburning concept appeared in the Caproni Campini C.C.2, an aircraft developed by Italian engineer Secondo Campini. This design, conceptualized around a thermojet propulsion principle, sought to produce jet thrust without employing a gas turbine. Instead, ambient air was compressed via a mechanically driven three-stage axial compressor powered by a piston engine, then mixed with fuel and combusted. The exhaust gases were expelled through a converging nozzle to generate thrust. Although the aircraft achieved its first flight on 27 August 1940, piloted by Mario de Bernardi at Taliedo Airfield (Milan), its overall performance was severely limited due to the absence of a turbine stage and the relatively inefficient propulsion cycle. The system was ultimately assessed as being mechanically complex, heavy, and thermodynamically inefficient (Winchester, 2005).

A review of the relevant literature reveals that British efforts on afterburner development began in the late 1944s. Flight tests involving an afterburner-equipped Rolls-Royce W2/B23 engine were conducted on the Gloster Meteor I (Berry, 2002–2025). The initial operational variant of the Gloster Meteor I produced a thrust of 1600 lbf, qualifying it for entry into the Royal

Air Force (RAF) inventory. Subsequently, in mid-1945, ground tests were carried out on a revised Power Jets W2/700 engine, which was specifically designed for the Miles M.52 supersonic aircraft project (Kay, 2007). When subjected to test conditions, this engine variant demonstrated a thrust output in the range of 2000–2500 lbf, thereby laying the technical groundwork for future supersonic aircraft propulsion systems. In the United States, early afterburner research was initiated by NACA (the predecessor of NASA) in Cleveland, Ohio. In January 1947, NACA published a foundational study titled "Theoretical Investigation of Thrust Augmentation of Turbojet Engines by Tail-Pipe Burning", marking one of the first formal explorations of afterburning concepts in American aerospace engineering.
By 1948, practical afterburner applications had been integrated into several early-generation, straight-wing jet fighters, including the Pirate, Starfire, and Scorpion (El-Sayed, 2018). During the 1950s, the United Kingdom saw the development of several major afterburning engines, such as the Orenda Iroquois, de Havilland Gyron, and the Rolls-Royce Avon RB.146 variants (Gunston, 1995). In addition to these advances, Bruce T. Lundin conducted both theoretical and experimental investigations on afterburner systems between 1943 and 1956, culminating in over 1,000 design configurations and 3,500 hours of empirical data (Lundin et al., 1956). Similarly, Ed Woll made significant contributions to the design of early afterburning systems, including the first implementation in the J35 engine and the development of variable-control afterburner systems for the J47 engine during the late 1940s and early 1950s (GE Aerospace News).

Shanbhogue and Lieuwen (2007) investigated flame dynamics and the blowoff process in combustors equipped with V-gutter flameholders using real-time experiments and high-speed imaging techniques. In their study, two primary mechanisms responsible for flame blowoff were identified: (1) the formation of turbulent vortices in the wake of the bluff body—commonly referred to as vortex shedding, and (2) strain-induced local flame extinction. Based on these mechanisms, the authors concluded that the blowoff behavior of V-gutter stabilized flames cannot be fully explained by steady-state flow parameters alone. Instead, it was shown that transient flow dynamics, particularly those involving vortex–flame interactions, play a significant role in the overall blowoff process.

Topal et al. (2013) investigated the dynamic behavior of flames in the vicinity of V-gutter flameholders by utilizing bluff-body configurations with varying V-gutter angles. Based on their experimental findings, it was determined that the geometry of the V-gutter, particularly its angle, has a significant influence on both the standoff position and the stability of the flame. The study revealed that identifying an optimal V-gutter angle leads to enhanced flame stabilization by reducing excessive turbulence and flame oscillations. As a direct consequence, an improvement in afterburner efficiency was observed under these optimized conditions.

Parammasivam and Subramanian (2015) conducted cold flow experiments to investigate the effects of various V-gutter geometries—specifically 0°, 45°, and 90° angles—on airflow behavior. Their observations revealed that the 90° V-gutter configuration generated the largest recirculation zone, providing improved conditions for flame stabilization.

The fundamental concept behind afterburner design lies in the direct injection of fuel into the exhaust stream, enabling the partially reacted combustion products exiting the main combustor to participate in a secondary combustion process. In doing so, the residual oxygen within the hot gases is allowed to react once more with the injected fuel, resulting in a second combustion stage. This process enables a rapid increase in thrust, which is particularly advantageous for maneuvering operations in aircraft where short bursts of power are required. During afterburning, the fuel is introduced into a long extension chamber located downstream of the turbine section, where it mixes with the oxygen-rich exhaust gases. The mixture is ignited—typically by a flameholder element—and undergoes further combustion. This secondary combustion significantly increases the temperature and velocity of the exhaust gases, which are then expanded through a nozzle to produce additional thrust (El-Sayed, 2018). The high-speed exhaust stream from the turbine provides favorable conditions for fuel injection and mixing. Once ignited, the high-temperature combustion products are accelerated through the converging-diverging nozzle, generating a notable increase in thrust output. Studies in the literature indicate that afterburner-equipped jet engines can achieve up to a 50% increase in thrust compared to engines operating without an afterburner. However, due to the associated high fuel consumption and thermal loads, operational restrictions are imposed. For example, the U.S. Navy has limited afterburner usage in F-35 fighter aircraft to a maximum of 1.5 minutes, to avoid thermal damage and fuel inefficiency (Mattingly et al., 2002).

A comprehensive literature review indicates that flame holders are commonly categorized into V-, U-, and H-types. The present study focuses on evaluating the impact of V-type flame holders on combustion performance. It has been demonstrated that V-type flame holders possess distinct advantages over alternative configurations. Notably, this design yields superior combustion efficiency, largely attributable to its capacity to elongate the flame stabilization zone. The dual upward and downward extension of the V-type flame holder facilitates uniform flame distribution, ensuring thorough propagation of the flame throughout the combustion liner, thereby enhancing combustion stability. This phenomenon results in a residence time that exceeds the blow-off time, consequently leading to improved combustion efficiency (Lee et al., 2018). Furthermore, V-type flame holders modulate the velocity of burnt gases

within the holder, mitigating irregular dispersion of high-temperature gases toward the nozzle, which contributes significantly to flame stability (Lee et al., 2018). Structurally, V-type flame holders can be further classified into subcategories including 2-ring and 3-ring circular configurations, as well as radial and box-type designs. In the current study, an injector and igniter configuration was defined, with the number of injection holes onto the V-gutter established as five. Subsequently, the influence of V-gutter opening angles (30°, 45°, and 60°), maintaining consistent fuel rod spacing, on combustion performance was systematically investigated through HAD analysis.

MATERIALS AND METHODS

In this study, the effects of V-gutter angles (30°, 45°, and 60°) on the combustion performance of an afterburner module developed for mini turbojet engines were investigated using HAD analyses. The design process was conducted utilizing computer-aided engineering tools, and component optimizations were performed based on the obtained results.

Geometric Modeling and Mesh Structure

The three-dimensional geometric model of the afterburner was designed using SolidWorks software and subsequently imported into ANSYS software for analysis purposes. Polyhedral mesh consisting of approximately 3 million elements was generated for the Computational Fluid Dynamics (CFD) simulations. During the mesh quality assessment, parameters such as skewness and orthogonal quality were evaluated, and improvements were implemented to ensure these metrics met acceptable standards without compromising the accuracy of the analyses.

Computational Fluid Dynamics and Combustion Modeling

Computational Fluid Dynamics (CFD) analyses were conducted using ANSYS Fluent software. The k-ω SST turbulence model was applied for two-dimensional flow simulations, while the k-ε turbulence model was employed for three-dimensional analyses. The combustion process was represented using the Species Transport model based on the Eddy Dissipation approach. Radiative heat transfer effects were examined using the Discrete Ordinates (DOM) method. Fuel injection was modeled with a Plain Orifice type atomizer and simulated under the Discrete Phase Model (DPM) using a Lagrangian approach. The kerosene fuel temperature was set at 300 K, with an injection pressure of 3 kPa.

Boundary Conditions

The boundary conditions for the analysis were defined as follows: the mass flow rate of the burnt gases was set to 3.6 kg/s with an inlet pressure of 300 kPa and an inlet temperature of 1050 K. The cold flow from the secondary stream had a mass flow rate of 0.6 kg/s, an inlet pressure of 673 kPa, and a temperature of 540 K. The outlet pressure was set to atmospheric pressure at 101.325 kPa. Kerosene fuel ($C_{12}H_{24}$) was used with a fuel mass flow rate of 0.098 kg/s..

Material Selection

For components operating in high-temperature environments, material selection was based on considerations of thermo-mechanical strength, oxidation resistance, and manufacturability. Hastelloy X was chosen for the liner structure due to its excellent high-temperature strength and corrosion resistance. Inconel 738 was selected for the outer casing owing to its superior oxidation resistance and mechanical properties at elevated temperatures. Additionally, Ti-6Al-4V alloy was employed for support elements because of its high strength-to-weight ratio and good thermal stability.

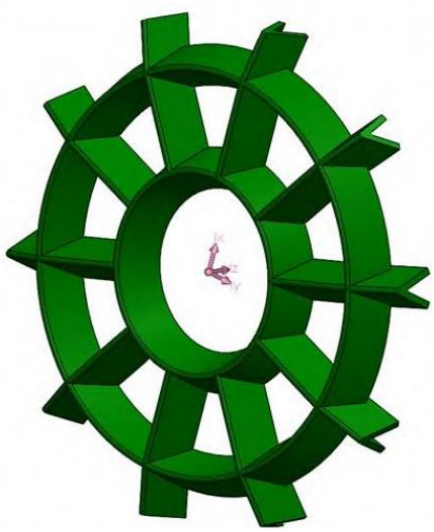


Figure 1. View of the radial V-gutter structure

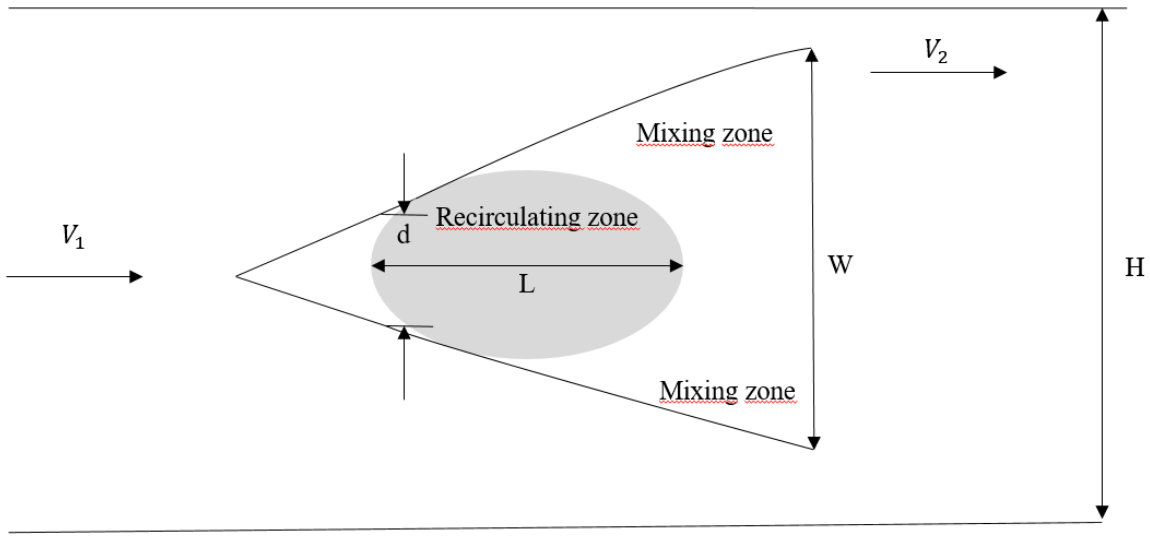


Figure 2. Fundamental Dimensional Parameters of the V-gutter

Calculation Methodology

In this study, the influence of V-gutter angles (30°, 45°, and 60°) on flame holding and stable combustion conditions was investigated. The angle parameter of the V-gutter geometry directly affects the blockage ratio (β) and the size of the recirculation zone, thereby influencing flame holding capability, flame residence time, and cooling efficiency.
The first step in determining the V-gutter geometry is to establish the width-to-height ratio of the V-gutter. This ratio is calculated using Eq.1.

$$\frac{W}{H} = \beta + (1 - \sqrt{\beta}) \times \sqrt{\beta} \times sin\left(\frac{\theta}{2}\right)$$

(1)

Here, W represents the V-gutter width (m), H denotes the V-gutter height (m), β is the blockage ratio, and θ corresponds to the V-gutter angle (°).
The V-gutter height plays a crucial role in determining the number of V-gutter rings and is therefore essential for the accurate definition of the V-gutter geometry. The V-gutter height is calculated using Eq.2.

$$H = 1.046 \times V_1 \times \tau_{BO}$$

(2)
In this equation, V_1 represents the axial velocity of the flow before reaching the V-gutter (m/s). The parameter τ_{BO} denotes the blow-off time of the flame caused by the contact of hot gases with the V-gutter surface (m/s). It should be noted that the mathematical calculation of τ_{BO} may not yield precise results; therefore, it is more reliable to determine this value through experimental testing and empirical observations.

Once the V-gutter width and height values are determined, the minimum required diameter for the V-gutter can be calculated using Eq.3.

$$D = 0.5 \times H \times \beta$$

(3)

The parameter D denotes the minimum required diameter (m) for the V-gutter. The coefficient 0.5 at the beginning of the equation accounts for the presence of two V-gutter structures.

RESULTS AND DISCUSSION

In this study, the effects of angular variations (30°, 45°, and 60°) of the V-gutter component, which functions within the afterburner system, on combustion behavior were investigated through numerical analyses. The V-gutter is a structural element critical for flame stabilization and achieving stable combustion within the flame zone. Consequently, changes in its angular geometry directly influence both the recirculation zone and temperature distribution. The analyses were performed using ANSYS Fluent, employing a combustion model that couples Species Transport with the Eddy Dissipation approach. To accurately capture the effects of turbulent flow regimes, the k-ε turbulence model was selected. Combustion results obtained for different V-gutter angles were compared based on CFD simulations. Figures 3 , 4, and 5 present the HAD analysis results for V-gutters with angles of 30°, 45°, and 60°, respectively, each positioned at a fuel rod spacing of 20 mm.

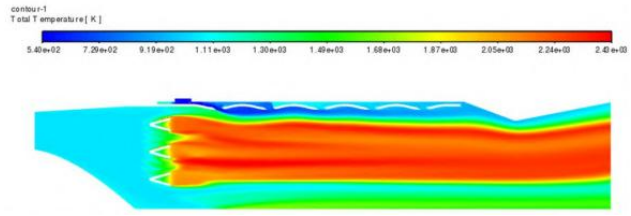


Figure 3. Three V-gutters with a 30° angle

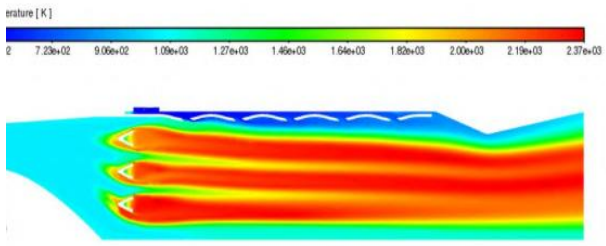


Figure 4. Three V-gutters with a 45° angle

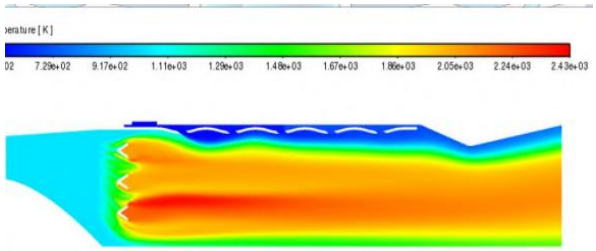


Figure 5. Three V-gutters with a 60° angle

Analysis of Figures 3, 4, and 5 reveals that combustion occurs across all V-gutters with angles of 30°, 45°, and 60°. However, considering the functional mechanism of the V-gutter, the configuration with a 45° angle, depicted in Figure 4, demonstrates the most favorable combustion characteristics. Specifically, in Figure 3, the flame initiates at the rear surface of the V-gutter, indicating a limited recirculation zone that suggests suboptimal flame stabilization. Moreover, the 30° V-gutter configuration exhibits temperatures approaching 1500 K within the liner cooling region, posing a risk to material integrity and thereby rendering this angle unfavorable from a cooling performance perspective. In contrast, the combustion behavior illustrated in Figure 5 shows that the V-gutters more effectively fulfill their stabilizing role compared to the 30° configuration, with flame initiation occurring at the front surface of the V-gutter. Nonetheless, the combustion is unevenly distributed within the liner, lacking homogeneity throughout the combustion chamber. Conversely, Figure 4 demonstrates flame initiation along the front faces of all V-gutter surfaces, with a uniform distribution of combustion and a temperature gradient decreasing toward the cooling zone.

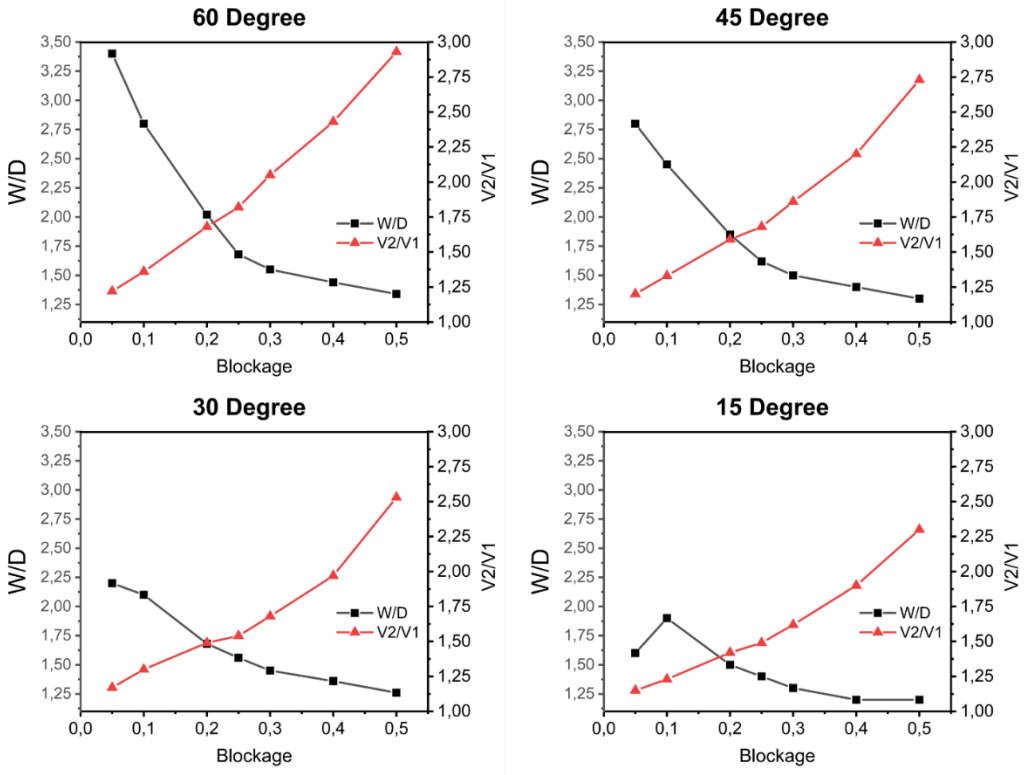


Figure 6. Influence of various V-gutter angles on flame width/diameter (W/D) and velocity variations (V2/V1)

Figure 6 illustrates the flame width to diameter ratio (W/D) and velocity variation ratios (V2/V1) for different v-gutter angles. Accordingly, the values reported in the literature 15°, 30°, 45°, 60° v-gutter angles were employed. The W/D value and the V2/V1 ratio used in the design were obtained through extended interpolations. Consequently, in the design stage, a 45° v-gutter angle and blockage ratio of 0.25 were adopted and CFD analyses were carried out. The corresponding CFD results are presented in Figure 7.

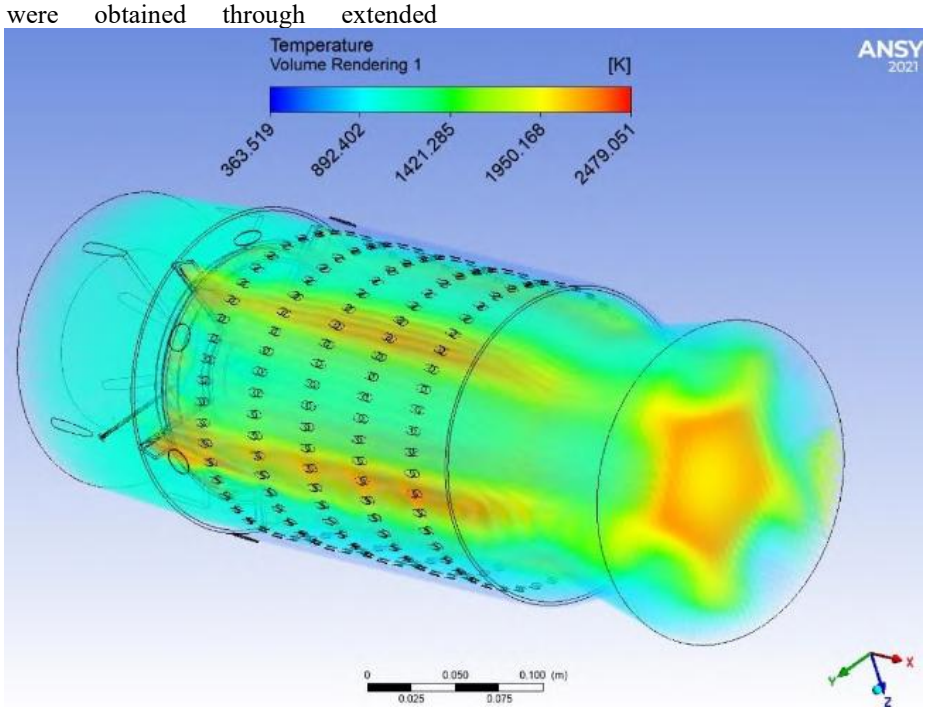


Figure 7. Combustion visualization on the three-dimensional V-gutter structure

Although a curved liner geometry was employed in both 2D and 3D CFD analyses, differences exist in the V-gutter configurations between these approaches. The 2D CFD analyses utilized a ring-type V-gutter, whereas the 3D CFD analyses adopted a radial V-gutter configuration. This modification is motivated by the advantages offered by the radial design over the ring-type structure. These advantages include maintaining a more homogeneous flame distribution within the liner, enhancing cooling efficiency through improved infiltration of cooling air via cooling holes into the V-gutter, and, most importantly, generating an accurate temperature profile at the V-gutter outlet.
As depicted in Figure 8, a pentagonal temperature profile is observed at the outlet. The temperature remains low near the liner walls while sustaining higher and stable levels at the central regions. Consequently, the radial V-gutter configuration effectively promotes flame stabilization and reduces blow-off time.

CONCLUSIONS

This study comprehensively investigated the effects of different V-gutter angle configurations (30°, 45°, and 60°) on the combustion characteristics within an afterburner system through detailed numerical analyses. The key findings are summarized as follows:

- The results indicate that the V-gutter angle directly affects the size and location of the recirculation zone within the combustion chamber, which in turn influences parameters such as combustion efficiency and flame stability.
- As a result of this study, a 45° angle produces a wider and more symmetrical recirculation zone, which facilitates flame anchoring at the center and promotes the formation of a stable combustion region.
- The 30° angled geometry generates a narrower recirculation zone, which hinders flame stabilization at the desired location and leads to ignition delays.
- On the other hand, the 60° angle causes excessive blockage, disrupting combustion uniformity, increasing pressure losses, and bringing the flame closer to the liner surface, thereby elevating thermal loads.
- Based on the 3D CFD analyses, it was concluded that the selection of a radial V-gutter configuration is appropriate. This is attributed to the observation that such V-gutters promote a more homogeneous combustion pattern and improve the outlet temperature profile. The V-gutter angle in the radial configuration was

maintained at 45°, indicating no change in the angle itself. Only the V-gutter structure transitioned from a ring-type to a radial design.

REFERENCES

Ahmed F. El-Sayed, (2018). Aircraft Propulsion and Gas Turbine Engines.

Battaloğlu H., Çelik E., Topal A., Uslu S. (2013)"Dynamic Characteristics of Flame near the V-gutter Bluff Body in Ducted Combustor" International Symposium on Air Breathing Engines (ISABE 2013).

Berry, P. (2002–2025). The Whittle/Rover W2B and Rolls-Royce W2B/23 Welland turbo-jets. Aircraft Engine

General Electric. (n.d.). Cold War Child: How the GE J47 Became the World's Most Produced Jet Engine. GE Aerospace News.

Gunston, B. (1995). World Encyclopedia of Aircraft Manufacturers (2nd ed.). Naval Institute Press.

Gunston, B. (2006). The Development of Jet and Turbine Aero Engines. Patrick Stephens Limited.

H.I.H Saravanamutto, G.F.C. Rogers, H. Cohen, P.V. Straznicky, A.C. Nix, Gas Turbine Theory (2017).

https://www.smithsonianmag.com/air-space-magazine/how-things-work-afterburners-18481403/(17.11.2022)

Jack D. Mattingly, Elements of Gas Turbine Propulsion (1996).

Kay, A. L. (2007). Turbojet History and Development 1930–1960 Volume 1. The Crowood Press.

Lee, Hyeonseok, Seongjun Park, and Jungyun Kim. "Effect of two different gutter shapes on afterburner performance." Journal of Mechanical Science and Technology, vol. 32, no. 2, 2018, s. 837-845.

Lundin, B. T., Gabriel, D. S., & Fleming, W. A. (1956, 23 Mart). Summary of NACA research on afterburners for turbojet engines (NACA Research Memorandum No. E55L12). Lewis Flight Propulsion Laboratory. University of North Texas Libraries, UNT Digital Library.

Mattingly, J.D., Heiser, W.H., Pratt, D.T. Aircraft Engine Desing Second Edition (2002).

National Aeronautics and Space Administration. (n.d.). The Tu-144LL supersonic flying laboratory lifts off ... on a 1997 test flight. NASA.

Parammasivam, K. M., Subramanian, S., Baskaran, S. S. P., Ahamed, S. S., & Venkatesan, J. (2015, July 23). Experimental Investigation on Flame Stabilization with V Gutters for Afterburner Applications (AIAA 2015-4018). Sunum, AIAA/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference.

Shanbhogue, S. J., Husain, H. S., & Lieuwen, T. C. (2007). Lean blowoff behavior of bluff body stabilized flames. Progress in Energy and Combustion Science, 33(6), 693–736. https://doi.org/10.1016/j.pecs.2007.01.001.

The Caproni Campini C.C.2 motorjet, designed by the Italian engineer Secondo Campini, was the first aircraft to incorporate an afterburner. The first flight of a C.C.2, with its afterburners operating, took place on 11 April 1941.

St. Peter, J. (1999). Jet Age: The Comet, the 707, and the Race to Shrink the World. Smithsonian Institution Press.

DEMİR-ÇELİK ENDÜSTRİSİNDE KARBONSUZLAŞMA: HİDROJEN TEMELLİ YAKIT DEĞİŞİMİNİN SENARYO VE VAKA ÇALIŞMALARIYLA DEĞERLENDİRİLMESİ

Mehmet BUCAKLI, Sena Zeliha TAŞKAN, Ahmet ÇOŞGUN, Afşin GÜNGÖR
Akdeniz Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 07058 Konyaaltı, ANTALYA,
bucaklimehmet@gmail.com, senassuzer@gmail.com, acoskun@akdeniz.edu.tr, afsingungor@akdeniz.edu.tr

Özet: Demir-çelik endüstrisi, küresel CO_2 emisyonlarının %7-9'undan sorumludur. Enerji yoğun yapısı, sektörün karbonsuzlaşmasını zorlaştırmaktadır. Bu çalışmada, hidrojen temelli direkt indirgeme (H_2-DRI) sistemlerinin teknik uygulanabilirliği, ekonomik etkileri ve çevresel sonuçları akademik veriler ışığında incelenmiştir. Yeşil hidrojen (elektroliz) ve mavi hidrojen (karbon yakalamalı) senaryoları, çelik üretim maliyetleri ve altyapı adaptasyonu açısından karşılaştırılmıştır. Avrupa (HYBRIT) ve Çin'deki vaka çalışmaları, H_2-DRI'nin laboratuvar/pilot ölçekli potansiyelini göstermektedir. Ancak yenilenebilir enerji arzı, depolama maliyetleri ve tesis dönüşümü önemli engeller olarak öne çıkmaktadır. Karbon fiyatlandırma ve sübvansiyon mekanizmaları tartışılarak, 2050 net sıfır emisyon hedeflerine yönelik uygulanabilir yol haritaları sunulmaktadır.

Anahtar Kelimeler: Hidrojen, demir-çelik endüstrisi, direkt indirgeme, karbon emisyonları, yeşil çelik, akademik senaryolar, vaka analizleri.

DECARBONATION IN THE IRON AND STEEL INDUSTRY: EVALUATION OF HYDROGEN-BASED FUEL SWITCHING WITH SCENARIOS AND CASE STUDIES

Abstract: The iron and steel industry is responsible for 7-9% of global CO_2 emissions. Its energy-intensive nature makes decarbonization of the sector challenging. This study examines the technical feasibility, economic impact, and environmental consequences of hydrogen-based direct reduction (H_2-DRI) systems based on academic data. Green hydrogen (electrolysis) and blue hydrogen (carbon capture) scenarios are compared in terms of steel production costs and infrastructure adaptation. Case studies in Europe (HYBRIT) and China demonstrate the potential of H_2-DRI at laboratory/pilot scales. However, renewable energy supply, storage costs, and plant conversion remain significant obstacles. Carbon pricing and subsidy mechanisms are discussed, and practical roadmaps for achieving the 2050 net-zero emissions targets are presented.

Keywords: Hydrogen, iron and steel industry, direct reduction, carbon emissions, green steel, academic scenarios, case studies.

GİRİŞ

İnsanoğlu bütün ihtiyaçlarını karşılamak için var olduğu sürece doğal kaynakları kullanmıştır. Ancak, son yüzyılda nüfusun artması ve üretim yöntemlerinin gelişmesiyle birlikte doğal kaynaklar adeta sömürülmeye başlanmıştır. Buna bağlı olarak doğaya ciddi etkileri olan endüstriyel atıklar ortaya çıkmış ve bilinçsiz bir şekilde doğaya bırakılmıştır.

Sanayi devrimi sonrası özellikle fosil yakıtların kullanımının artması sebebiyle atmosfere salınan CO_2 (Karbondioksit) miktarı artmaya başlamıştır. 2023 yılı verilerine göre atmosferdeki CO_2 konsantrasyonu 420.13 ppm (milyonda bir parçacık) seviyelerine ulaşmıştır (NOAA, 2023). Bu oran, sanayi devrimi öncesi kabul edilen 18. yüzyıl başlarındaki 280 ppm seviyesinin çok üzerindedir. Atmosferdeki CO_2 seviyelerinin son 420.000 yılda bugünkü düzeyleri hiç aşmadığı tahmin edilmektedir (Lead vd., 2001). Sera gazları (su buharı, CO_2, CH_4, N_2O, O_3) güneş ışınlarının bir kısmını tutarak Dünya'nın yaşanabilir sıcaklıkta kalmasını sağlarken, son yüzyıldaki dramatik artışları küresel ısınmayı tetikleyerek ekosistemi tehdit etmektedir. İnsan kaynaklı sera gazı emisyonları, sanayi devriminden bu yana küresel sıcaklıklarda ~1°C'lik artıştan sorumludur. Mevcut eğilimler devam ederse, 2040 yılında bu artışın 1.5°C'ye ulaşması beklenmektedir ([Masson-Delmotte, 2018).

İklim Değişikliği ve Endüstriyel Emisyonların Bağlamı

Küresel iklim değişikliğiyle mücadele için 1988'de kurulan Hükümetler Arası İklim Değişikliği Paneli (IPCC), 2013'te yayınladığı raporda, sanayi öncesi döneme kıyasla 2100 yılında 4.5°C'ye varabilecek sıcaklık artışının 1.5°C ile sınırlandırılması gerektiğini vurgulamıştır (Stocker vd., 2013). Bu uyarı doğrultusunda 2016'da yürürlüğe giren Paris Anlaşması, küresel sıcaklık artışını 1.5°C hedefiyle sınırlamayı ve 21. Yüzyılın ikinci yarısına kadar Net Sıfır Emisyon (NZE) seviyesine ulaşmayı amaçlamaktadır.

Net Sıfır Emisyon (NZE) 2050 Hedefleri

NZE, insan kaynaklı karbon salınımının azaltılarak veya uzaklaştırılarak, 2050 yılına kadar atmosferdeki karbon miktarının net sıfıra indirilmesidir (Allen vd., 2022). Bu hedefe ulaşmak için en kritik sektörlerden biri, küresel CO_2 emisyonlarının %7-9'undan sorumlu olan demir-çelik endüstrisidir (IEA, 2023b). Sektörün yıllık 2.8 Gton CO_2 salınımı, dünyadaki tüm otomobillerin (3.2 Gton) veya binaların (3.4 Gton) emisyonlarına yakındır (Tiseo, 2023). Emisyon yoğunluğunun temel nedeni, üretim enerjisinin %75'inin kömür kaynaklı olmasıdır (Fan ve Friedmann, 2021; IRENA, 2020b).

Sektördeki büyüme eğilimi göz önüne alındığında, mevcut üretim proseslerinin karbonsuzlaştırılması acil bir gerekliliktir. Ancak rekabetçi küresel pazar, düşük yatırım maliyetli kısa vadeli iyileştirmeler (enerji verimliliği), orta vadeli karbon yakalama teknolojileri ve uzun vadeli yenilenebilir enerji kaynaklarına geçiş stratejilerini zorunlu kılmaktadır. Bu çalışma, özellikle hidrojen temelli direkt indirgeme (H_2-DRI) teknolojisinin NZE 2050 hedeflerine katkısını, akademik senaryo ve vaka çalışmaları üzerinden değerlendirmeyi amaçlamaktadır.

DEMİR-ÇELİK SEKTÖRÜNDE EMİSYON KAYNAKLARI

Günümüzde yaygın olarak kullanılan iki ana çelik üretim rotası bulunmaktadır: Yüksek Fırın-Bazik Oksijen Fırını (BF-BOF) ve Elektrik Ark Ocağı (EAF). BF-BOF yöntemi, küresel çelik üretiminin yaklaşık %70'ini oluşturur ve demir cevherinin kok kömürü ile ~1500-1850°C'de indirgenmesi esasına dayanır. Bu prosesin karbon yoğunluğu (1.6-2.2 ton CO_2/ton çelik) büyük ölçüde koklaştırma (kömürün karbonlaştırılması) ve yüksek fırın aşamalarından kaynaklanır (Fan ve Friedmann, 2021). Tek bir BF-BOF tesisinin yıllık emisyonu 3-8 Mton CO_2 aralığında olup, bu değer 1-2 milyon aracın yıllık emisyonuna eşdeğerdir (X. Zhang vd., 2021). Emisyonların %85-90'ı enerji tüketiminden (kömür), geri kalanı ise kimyasal reaksiyonlardan (ör. Fe_2O_3 indirgenmesi) kaynaklanır (WSA, 2020).

Entegre Çelik Üretimi (BF-BOF)

Demir cevherinden çelik üretiminde kullanılan entegre yöntem (BF-BOF), küresel çelik üretiminin yaklaşık %70'ini oluşturur ve demir cevherinin kok kömürü ile ~1500-1850°C'de indirgenmesi esasına dayanır (WSA, 2020). Bu dominans, özellikle Çin (%54), Hindistan (%7) ve Japonya (%5) gibi sanayileşmiş ekonomilerde belirgin olup, düşük maliyetli kömür kaynaklarına ve yerleşik altyapıya dayanmaktadır (WSA, 2023). Bu prosesin karbon yoğunluğu (1.6-2.2 ton CO_2/ton çelik) büyük ölçüde koklaştırma (kömürün karbonlaştırılması) ve yüksek fırın aşamalarından kaynaklanır (Fan ve Friedmann, 2021). Proses, yüksek emisyon yoğunluğu nedeniyle karbonsuzlaşma hedeflerinin ana odak noktasıdır ve dört ana aşamadan oluşur:

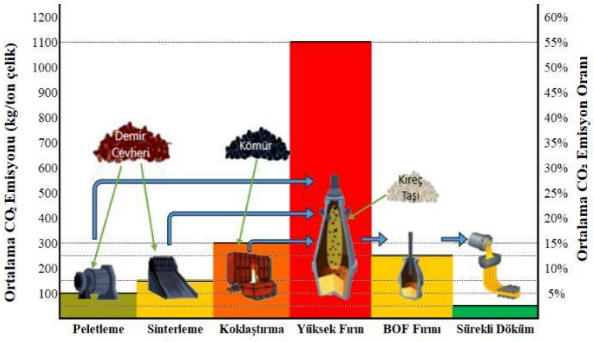
Sinterleme/peletleme: İnce demir cevherinin yüksek fırında kullanılabilecek boyuta aglomere edilmesi işlemdir. Sinterleme işlemi sırasında 1200-1300°C'de yaklaşık 80-100 kg CO_2/ton sinter üretilir (Shen vd., 2021).

Koklaştırma: Kömürün oksijensiz ortamda 900-1000°C'de ısıtılarak kok kömürüne dönüştürülmesi işlemidir. Bu işlem başına 0.3-0.5 ton CO_2/ton kok salınır ve tesis emisyonlarının %15-20'sini oluşturur (Na vd., 2022).

Yüksek fırın (BF): Kok ve sinterin 40-90 m yüksekliğindeki fırınlara üsten beslenerek ve alttan sıcak hava beslemesiyle 1850°C'ye kadar ısıtılmasıyla pik demir üretimi yapılmaktadır. Bu aşama 1.2-1.8 ton CO_2/ton çelik ile en yüksek emisyon kaynağıdır (Fan ve Friedmann, 2021).

Bazik oksijen fırını (BOF): Pik demirin içine oksijen üfleyerek karbon içeriğinin %4'ten <%0.1'e düşürülmesini sağlamaktadır.

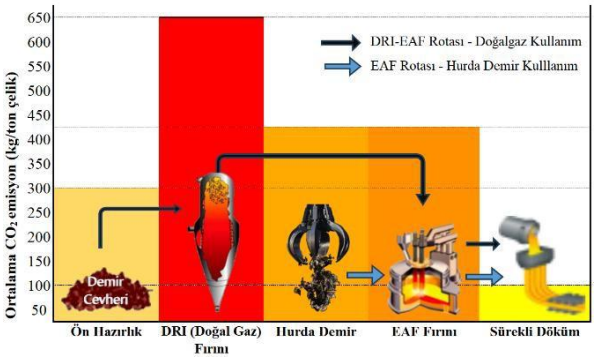
Entegre çelik tesislerinde ortalama karbon emisyonları miktarları ve üniteler arasındaki karbon salınım oranları şekil 1'de gösterilmiştir. Bu tabloya göre yüksek fırından sonra en fazla emisyon kaynağı koklaştırma tesisinde olduğu görülmekdir. Fosil yakıt kaynağı olan kömürün ısıtılmasında da kömür kullanıldığı için emisyonlar katlanmaktadır.



Şekil 1. Tipik bir BF-BOF tesisinde emisyon dağılımını göstermektedir (Na vd., 2022). Tesis için basit akış diyagramı ve ünitelerin ortaya çıkardığı ortalama emisyon oranlarını belirtmektedir. Kırmızıdan yeşil renk tonuna doğru emisyon miktarları düşmektedir.

Elektrik Ark Ocağı (EAF)

Elektrik Ark Ocağı (EAF) yöntemi, hurda çelik veya doğrudan indirgenmiş demir (DRI) kullanarak çelik üretir ve küresel üretimin %28-30'unu oluşturur. EAF'ın emisyon yoğunluğu (0.3-0.6 ton CO_2/ton çelik) büyük ölçüde kullanılan elektrik kaynağına bağlıdır. Fosil kaynaklı elektrik kullanımında emisyonlar 1.5 ton CO_2/ton çeliğe çıkabilirken, yenilenebilir enerji ile bu değer 0.05 ton seviyelerine düşebilmektedir (IEA, 2023b). Bu yöntemin temel avantajı, geleneksel BF-BOF prosesine kıyasla %60-70 daha düşük enerji tüketimi sağlamasıdır (Q. Zhang vd., 2017). Ancak emisyon performansı elektrik kaynağına bağlı olarak önemli ölçüde değişkenlik gösterir: Yenilenebilir enerji ile beslenen EAF sistemleri, 0.05-0.1 ton CO_2/ton çelik gibi son derece düşük emisyon seviyelerine ulaşabilmektedir (Cappel, 2021). DRI-EAF kombinasyonunda ise emisyonlar, DRI üretiminde kullanılan gazın (doğalgaz/hidrojen) karbon içeriğiyle doğrudan bağlantılıdır.
Hurda kaynaklı ve DRI fırını kaynaklı elektrik ark ocağı üniteleri ve ürettikleri karbon emisyon miktarları şekil 2'de gösterilmektedir. DRI fırını yakıt kaynağı olarak hidrojen kullanımı, ön hazırlık ile hurda toplama aşamalarında iş makinalarında yenilenebilir enerji kaynakları kullanıldığı takdirde emisyonların neredeyse sıfıra yaklaşabileceği anlaşılmaktadır.



Şekil 2: Doğalgaz kaynaklı DRI-EAF ve hurda beslemeli EAF tesisinde ana bölümlerin ortalama CO2 emisyon oranı dağılımı (Cappel, 2021). Tesis için basit akış diyagramı ve ünitelerin ortaya çıkardığı ortalama emisyon oranlarını belirtmektedir. Kırmızıdan sarı renk tonuna doğru emisyon miktarları düşmektedir. Elektrik üretimi için 460 kg CO2 /ton-MWh kullanılmıştır.

Ancak EAF teknolojisinin yaygınlaşmasını sınırlayan kritik engeller bulunmaktadır. En önemli kısıt, küresel hurda arzının yetersizliğidir. 2023 verilerine göre dünya hurda tedariki 650 milyon ton (üretimin %32'si) seviyesinde olup, bu miktarın 2050'de ancak %45'e çıkacağı öngörülmektedir (IEA, 2020). Ek olarak, elektrik şebekesinin karbon yoğunluğu EAF'ın çevresel avantajını önemli ölçüde etkilemektedir: Kömür ağırlıklı şebekelerde emisyonlar 1.8 ton CO_2/ton çelik seviyesine yükselmektedir (Cappel, 2021).

DRI-EAF kombinasyonu ise hurda kısıtını aşmak için alternatif bir rota sunmaktadır. Ancak bu yöntemin emisyon performansı, DRI üretiminde kullanılan indirgeme gazının karbon içeriğiyle doğrudan ilişkilidir. Doğalgaz temelli DRI sistemlerinde emisyonlar 1.2-1.6 ton CO_2/ton iken, yeşil hidrojenle çalışan tesislerde bu değer 0.2-0.4 ton CO_2/ton seviyesine düşebilmektedir (MPA, 2022).

Hidrojen Odaklı Küresel İnisiyatifler

Dünya genelinde demir-çelik üreticileri, 2050 Net Sıfır Emisyon hedeflerine ulaşmak için hidrojen temelli teknolojilere odaklanan projeler geliştirmektedir. Bu kapsamda uluslararası düzeyde uygulanan öncü programlar şunlardır:

Avrupa merkezli ortak projeler

ULCOS I-II (Ultra Low CO_2 Steelmaking): 48 kuruluş ve 15 Avrupa ülkesi tarafından desteklenen proje, hidrojen-DRI ve karbon yakalama teknolojileriyle 2050'ye kadar emisyonları %90 azaltmayı hedefler (Zhao vd., 2019).

Avusturya merkezli projeler

SUSTEEL: Voestalpine tesislerinde hidrojen plazma ile doğrudan cevher indirgeme teknolojisi geliştirilmekte olup, 2035'te ticari üretime geçilmesi planlanır (Gielen vd., 2020). H2FUTURE: Yeşil hidrojen üretimiyle 2050'de emisyonları %80 düşürmeyi amaçlayan proje, 6 MW'lık PEM elektrolizör kapasitesiyle dünyanın en büyük endüstriyel hidrojen tesisidir (X. Zhang vd., 2021).

Almanya merkezli projeler

Arcelormittal Midrex Plant: Hamburg tesisinde %100 hidrojenle çalışan DRI ünitesi kurularak 2050'de emisyonların %91 azaltılması hedeflenir (Gielen vd., 2020). Carbon2Chem: ThyssenKrupp liderliğinde, üretim gazlarının geri dönüşümüyle kimyasal yan

ürünler (amonyak, metanol) elde edilmesi; 2025'te tam kapasite devreye alınacak (Zhao vd., 2019). SALCOS: Rüzgar enerjisiyle elektroliz yoluyla hidrojen üretimi ve EAF entegrasyonuyla 2033'te yıllık 1.1 Mton CO_2 tasarruf planlanır (X. Zhang vd., 2021).

ABD merkezli projeler

Flash Iron Making: Utah Üniversitesi'nin doğalgaz-hidrojen karışımlı indirgeme teknolojisi, geleneksel yöntemlere kıyasla %40 emisyon azaltımı sağlar (Abdelghany vd., 2019). AISI: Kok kömürünün yeşil hidrojenle ikamesi ve CCS teknolojilerinin kombinasyonu üzerine çalışmalar yürütür (IEA, 2023b).

Asya ülkeleri projeleri

Japonya (COURSE50): Hidrojen enjeksiyonlu yüksek fırın ve karbon yakalama ile 2030'a kadar %30 emisyon azaltımı hedeflenir (Abdul Quader vd., 2016). Güney Kore (POSCO-FINEX): Kömür gazlaştırma ve ince cevher kullanımıyla emisyonları %90 azaltan sistem, mevcut tesislerde aktif olarak kullanılıyor (Talaei vd., 2020). Çin (Baosteel COREX): COREX teknolojisi kömür tüketimini %10-15 azaltmıştır. Şirket 2025'te Zhanjiang tesisinde hidrojen enjeksiyon pilot projesini başlatacaktır (Jiao vd., 2024).

DEMİR VE ÇELİK ENDÜSTRİSİNDE HİDROJEN TEMELLİ DÖNÜŞÜM TEKNOLOJİLERİ

Dünya çelik üretiminin yaklaşık %70'ini oluşturan BF-BOF tesisleri (IEA, 2020), kömür bazlı indirgeme süreçleri nedeniyle ton başına 1.6-2.2 ton CO_2 emisyonu üretmektedir. Bu sistemlerde indirgeyici ajan olarak hidrojenin kullanılması, karbon emisyonlarını su buharına dönüştürmektedir. Bu dönüşümde öne çıkan iki yöntem mevcuttur.

Yeşil Hidrojen: Tekno-Ekonomik Parametreler

Yeşil hidrojen, yenilenebilir enerji kaynakları ile suyun elektrolizi yoluyla üretilen ve tüm yaşam döngüsünde sıfır karbon emisyonu sağlayan bir enerji taşıyıcısıdır. Endüstriyel ölçekte, Proton Değişim Membranı (PEM) ve alkalin elektrolizörler baskın teknolojiler olup, tipik sistem verimliliği %60-70 aralığındadır (IRENA, 2020a). Bu süreç, elektrik kaynağının tamamen yenilenebilir olması koşuluyla, "gri hidrojen"e (fosil yakıtlarla üretilen) kıyasla >%95 CO_2 azaltımı mümkün kılmaktadır (IEA, 2024).

Biyo-kütle kaynaklı proliz işlemi ile üretilen hidrojen de bu grup içinde olup olmaması gerekliliği tartışılmaktadır (Arcos ve Santos, 2023). Biyo-kütle yenilenebilir kaynak olarak kabul edilir ve üretimi fosil yakıtlara nispeten daha az karbon emisyonu oluşturur.



Şekil 3: Yeşil hidrojen üretim ve maliyet şeması

Yeşil hidrojenin çelik üretimindeki temel uygulaması, doğrudan indirgenmiş demir (DRI) üretiminde indirgeyici gaz olarak kullanılması ve sonrasında Elektrik Ark Ocağı (EAF) ile işlenmesidir. İkincil bir fayda ise elektroliz yan ürünü olan saf oksijenin, bazik oksijen fırınlarında (BOF) oksitleyici madde olarak kullanılarak doğalgaz tüketimini düşürmesi ve maliyet optimizasyonu sağlamasıdır (Shen vd., 2024).

Yeşil hidrojenin çelik endüstrisinde yaygınlaşması, halen yüksek üretim maliyetleriyle kısıtlanmaktadır. 2023 verilerine göre elektroliz maliyeti \$5-6/kg H_2 seviyesindedir (BloombergNEF, 2023). Ek olarak, sistem kurulum maliyetleri (elektrolizör: \$800-1,200/kW; yenilenebilir enerji santrali: \$1,000-1,500/kW) toplam yatırım ihtiyacını artırmaktadır (IRENA, 2023). Ancak 2030 projeksiyonları, yenilenebilir elektrik maliyetlerindeki düşüş ve ölçek ekonomisi sayesinde \$2/kg H_2 seviyelerine inilebileceğini öngörmektedir (Hydrogen Council, 2024).

Mavi Hidrojen: CCS Entegrasyonlu Sistemler

Mavi hidrojen, doğalgazın buhar metan reformasyonu (SMR) ile üretilir ve karbon ayak izi, Karbon Yakalama ve Depolama (CCS) teknolojileriyle azaltılır. Bu yöntemde, üretim sırasında açığa çıkan CO_2'nin %85-95'i amine bazlı absorpsiyon sistemleri gibi endüstriyel CCS uygulamalarıyla yakalanarak jeolojik formasyonlarda depolanır (Global CCS Institute, 2023). CCS entegrasyonu, standart SMR'ye kıyasla %70-90 emisyon azaltımı sağlar ancak proses enerji ihtiyacını %20-30 artırır (IEA, 2023a).



Şekil 4: Mavi hidrojen üretim ve maliyet şeması

Mavi hidrojenin karbon ayak izi, kaçak metan emisyonları, karbon yakalama oranları ve tesis kapasitesi gibi değişkenlere göre önemli ölçüde değişebilmektedir. Literatürde tipik yaşam döngüsü emisyonları 0.6-4.7 kg CO_2e/kg H_2 aralığında rapor edilmektedir (Suer vd., 2022). Mavi hidrojen, özellikle yeşil hidrojenin (yenilenebilir enerjili elektroliz) yaygınlaşana kadar bir geçiş çözümü olarak karbon nötr hedefine katkıda bulunsa da, CCS'nin kısmi yakalama oranları (~%55-85) nedeniyle tam sıfır emisyona ulaşamaz ve üretimdeki artık karbon salımları dikkate alınmalıdır (Yu ve Tan, 2022).

DEMİR VE ÇELİK ENDÜSTRİSİNDE HİDROJEN KULLANIMI SENARYO ÖZETLERİ

Çelik üretiminde 2050 net sıfır emisyon hedeflerine ulaşmak için karbon ayak izi içermeyen hidrojen gazını kullanmak zorunludur. Ancak günümüzün mevcut teknolojileri ve ekonomik şartları göz önünde bulundurulduğunda, sektörün zorlu bir geçiş süreciyle karşı karşıya olduğu da bir gerçektir. Bu zorlu geçiş sürecini simüle edebilmek ve olası sorunları görmek için çelik üretiminde hidrojen kullanımı üzerine akademik senaryo ve vaka çalışmaları yapılmaktadır.

Bu çalışmada teknolojik olgunluğa (HYBRIT gibi ticari uygulamaya yakın projeler) ulaşmış, şeffaf veri erişimi bulunan ve emisyon hedeflerini ve maliyetlerini net şekilde sonuçlar kısmında ifade eden değerli akademik çalışmalardan son 5 yıl içinde yayınlanmış olanlar incelenmiştir. Kriterlere göre seçilen çalışmalar aşağıdaki tabloda karşılaştırmalı olarak analiz edilen senaryolara odaklanarak özetlenmiştir.

Tablo 1: Demir ve çelik endüstrisinde sıfır emisyon hedefine ulaşmak için yakıt kaynağı olarak hidrojen kullanım teknolojileri temelinde uygulanan akademik senaryo çalışmalarından popüler olanların özet ve detayları.

Country Year Authors	Method	Target Year Main Content	Findings	Ref.
1 2022 Avrupa Suer vd.	**S1** (Referans): Çelik üretiminde geleneksel BF-BOF kullanımı durumu	2040 Geleneksel ve hidrojen bazlı çelik üretiminin karbon ayak izi analizi.	Emisyon: 2.0 kg CO_2e/kg çelik Ana emisyon kaynağı: Kömür bazlı enerji ve kimyasal indirgeme	(Suer vd., 2022)
	S2: Çelik üretiminde doğal gaz bazlı doğrudan indirgeme fırını (NG-DRI-EAF) kullanımı durumu		Emisyon: 1.4 kg CO_2e/kg çelik BF-BOF'a kıyasla %32 azalım. Doğal gaz tedarik zinciri emisyonları baskın.	
	S3: Çelik üretiminde H_2 bazlı doğrudan indirgeme fırını (H2-DRI-EAF) kullanımı durumu		Emisyon: 0.75 kg CO_2e/kg çelik Koşul: Avrupa sürdürülebilir gelişme senaryosu (2040 elektrik karışımı). Üretim ve şebeke emisyonları düşük.	
2 2023 İtalya Morocco vd.	**S1** (Referans): Doğalgaz bazlı - %0 H_2 - Mevcut enerji fiyatları	2030 Kuzey İtalya'daki hurda bazlı elektrik ark ocağı (EAF) çelik tesisi. Yıllık 370 GWh ısı talebi, 70 adet doğalgaz brülörü. Gerçek 2019 yük profili kullanıldı.	Isı üretim maliyeti: 0,10 €/kWh Yıllık CO_2 emisyonu: 75 kt Net bugünkü maliyet (NPC): 499 M€	(Morocco vd., 2023)
	S2: Tam Hidrojen Entegrasyonu - %100 H_2 - 97 MW elektrolizör + 14,7 ton depolama		Isı üretim maliyeti: 0,33 €/kWh (%230↑) Hidrojen üretim maliyeti (LCOH): 10,83 €/kg Doğrudan CO_2: 0 kt	
	S3: Düşük elektrik fiyatı ≤0.10 €/kWh - Yenilenebilir enerji entegre		H_2 üretim maliyeti: 3,6–6,5 €/kg Maliyet tasarrufu (vs doğalgaz): %60-70 Ekonomik optimum: H_2 payı >%80	
	S4: Yüksek karbon fiyatı 400 €/tCO_2 - Karbon fiyatı: 400 €/tCO_2		H_2 uygunluk eşiği: Elektrik fiyatı < 1,2×doğalgaz fiyatı Maksimum tasarruf: %70 Kritik CO_2 fiyatı: 100 €/t'de 0,4-0,6	
	S5: Çevresel eşik analizi - Doğrudan + dolaylı emisyonlar		H_2 çevresel fayda eşiği: Elektrik CO_2 yoğunluğu < 123 gCO_2/kWh AB ortalamasında (275 g/kWh) emisyon artışı: +%123	

3 2020 Avustury a Gielen vd.	**S1: (Referans):** Mevcut BF-BOF süreci, Küresel çelik üretimi: BF-BOF hakim (%73). Avustralya'dan Doğu Asya'ya demir cevheri ihracatı.	2025-2050 Senaryolar, Avustralya'nın düşük maliyetli yenilenebilir Doğu Asya'nın mevcut çelik fabrikaları DRI ile entegre çalışacak şekilde adapte edilmiş	Çelik üretimi: 1.620 Mt (2015) CO_2 emisyonu: 1,83 tCO_2/ton çelik Enerji: Kömür ağırlıklı (%78)	(Gielen vd., 2020)
	S2: Yeniden Konumlandırma: H_2-DRI üretimi. Avustralya'da yenilenebilir H_2 ile DRI üretimi, DRI'nin Doğu Asya'ya ihracı ve çelik üretimi.		DRI maliyeti: CO_2 fiyatı ≥67 USD/ton'da rekabetçi CO_2 azalımı: %80-95 (BF'ye kıyasla) Nakliye tasarrufu: ~15 USD/ton	
	S3: Küresel Ölçeklenme: REmap senaryosu. H_2-DRI ve hurda bazlı çelik üretimine geçiş. BF payı %45'e düşer, DRI üretimi 7 kat artar.		DRI üretimi: +350 Mt Yatırım: 0,9 trilyon USD (enerji sektörünün %0,7'si) CO_2 azalımı: 0,7 Gt/yıl (küresel emisyonun %2'si)	
4 2023 Avustral ya Wang vd.	**S1** (Referans): Çelik üretiminde kullanılan elektriğin tamamı Bilpara Bölgesinde rüzgar enerjisinden üretilmesi durumu. H2DR-EAF şaft fırınında hurda demir kullanımı yok.	2050 Hedef yılında sıfır karbon çelik üretimi için yenilenebilir enerji kullanımı maliyetlerinin analizi yapılmakta.	Hesaplamalara göre 2030 yılındaki çeliğin ton başına üretim maliyetleri 2025 yılına göre yaklaşık %11 azalacağı, 2050 yılında ise 2025 yılına göre yaklaşık %23 azalacak.	(Wang vd., 2023)
	S2: Çelik üretiminde kullanılan elektriğin tamamı Bilpara Bölgesinde güneş enerjisinden üretilmesi durumu. H2DR-EAF şaft fırınında hurda demir kullanımı yok.		Hesaplamalara göre 2030 yılındaki çeliğin ton başına üretim maliyetleri 2025 yılına göre yaklaşık %13,5 azalacağı, 2050 yılında ise 2025 yılına göre yaklaşık %29,5 azalacak.	
	S3: Çelik üretiminde kullanılan elektriğin tamamı Bilpara Bölgesinde rüzgar ve güneş enerjisinden hibrit olarak üretilmesi durumu. H2DR-EAF şaft fırınında hurda demir kullanımı yok.		Hesaplamalara göre 2030 yılındaki çeliğin ton başına üretim maliyetleri 2025 yılına göre yaklaşık %12 azalacağı, 2050 yılında ise 2025 yılına göre yaklaşık %26 azalacak.	
5 2021 Almanya Bhaskar vd.	**S1** (Referans): Mevcut Doğal gaz kaynaklı direk indirgeme fırını ve elektrikli ark ocağı (NG-DRI-EAF) kulla.senaryosu	2050 Çelik üretiminde kullanılan hidrojenin üretim yöntemi, maliyet, emisyon başarısı karşılaştırma	Emisyon: 541 kg CO_2/ton çelik Seviyelendirilmiş üretim maliyeti (LCOP): 414$/ton	(Bhaskar vd., 2021)
	S2: Çelik üretiminde kullanılması planlanan hidrojenin metan prolizi tabanlı üretilmesi		Emisyon: 129.42 kg CO_2/ton çelik Seviyelendirilmiş üretim maliyeti (LCOP): 631$/ton	
	S3: Çelik üretiminde kullanılması planlanan hidrojenin şebeke elektriği kullanılarak su elektrolizi tabanlı sistemde üretilmesi		Emisyon: 129.42 kg CO_2/ton çelik Seviyelendirilmiş üretim maliyeti (LCOP): 669$/ton	
6 2023 İspanya Diez vd.	**S1:** İleri enerji tekniklerini kullanan ve yeniden ısıtma için H_2 kullanan tesis senaryosu	2050 H_2 mevcut tesislerde farklı yöntemler ile kullanılarak senaryolar kurgulanmış	Bu yöntem ile tesiste yıllık 229 kt CO_2e emisyon azaltılması öngörülmüştür.	(Rodríguez Diez vd., 2023)
	S2: DRI üretim sürecine direk H_2 entegre edilerek yakıt kaynağının nispeten değiştirlmesi		Yakıt olarak H_2 kullanılmasıyla DRI ünitesinde %90 emisyon azaltımı başarısı gösterilmektedir.	

DEĞERLENDIRME VE TARTIŞMA

Hidrojen bazlı çelik üretim senaryoları, teknik olarak karbon nötr hedeflere ulaşmada umut verici olsa da uygulanabilirlik, elektrik maliyeti ve kaynağına kritik derecede bağlıdır. Örneğin, İtalya'daki tam hidrojen entegrasyonu senaryosunda ısı maliyetinin doğalgaza kıyasla %230 artması, mevcut koşullarda ekonomik engelleri ortaya koymaktadır. Benzer şekilde, elektrik şebekesinin karbon yoğunluğu yüksekse (İtalya örneğinde AB ortalaması 275 gCO_2/kWh), hidrojen kullanımı emisyonları %123 artırabilmektedir. Bu da yeşil hidrojenin çevresel faydasının tamamen temiz enerji arzıyla ilişkili olduğunu kanıtlamaktadır.

Ekonomik dinamikler, karbon fiyatlandırma ve yenilenebilir enerji maliyetlerindeki düşüşle dengelenebilir. Avustralya senaryosunda rüzgar/güneş hibrit sistemlerin 2050'de üretim maliyetlerini %26 azaltması, yenilenebilir enerjinin ölçek ekonomisini vurgular. Ayrıca, karbon fiyatının 400 €/tCO_2 seviyesine çıkması durumunda (Marocco vd., 2023), hidrojenin doğalgaza kıyasla %70'e varan tasarruf sağlayabilmesi, politika desteklerinin hayati rolüne işaret eder. Ancak, mevcut altyapı adaptasyonu (İspanya'da olduğu gibi) için yüksek yatırım maliyetleri, özellikle gelişmekte olan ülkelerde finansman erişimi sorununu gündeme getirmektedir.

Küresel tedarik zincirinde coğrafi optimizasyon, rekabet avantajı yaratmaktadır. Avustralya'nın düşük maliyetli yenilenebilir hidrojenle ürettiği doğrudan indirgenmiş demiri (DRI) Doğu Asya'ya ihraç etmesi, nakliyede ~15 USD/ton tasarruf sağlarken emisyonları %95'e kadar azaltabilir. Bu model, Afrika veya Güney Amerika gibi kaynak zengini bölgeler için de geçerlidir. Fakat, hidrojen depolama ve taşıma teknolojilerindeki olgunlaşmamışlık, tedarik güvenliği risklerini artırmaktadır.

SONUÇLAR

Demir-çelik endüstrisinde hidrojen kullanımı, küresel karbon azaltım hedeflerinin merkezinde yer alan bir çözümdür. Senaryo analizleri, H_2-DRI-EAF yönteminin geleneksel yüksek fırın (BF-BOF) süreçlerine kıyasla %60-95 emisyon düşüşü sağlayabileceğini kanıtlamıştır. Ekonomik uygulanabilirlik için üç temel koşul öne çıkmaktadır:

- Hidrojen üretim maliyetinin 6.5 €/kg altına inmesi (özellikle elektrolizde yenilenebilir enerji fiyatlarının ≤0.10 €/kWh olması),
- Karbon fiyatlandırma mekanizmalarının 100 €/tCO_2 üzerine çıkarak fosil yakıtları dezavantajlı hale getirmesi,
- Mevcut tesislerin hidrojen adaptasyonu için düşük faizli finansman ve teknoloji transferi destekleri.

Bu geçiş, bölgesel iş birlikleriyle hızlandırılmalıdır: Yenilenebilir kaynaklı hidrojen üretiminin demir cevheri zengini bölgelere kaydırılması (Avustralya, Brezilya, Güney Afrika), hem emisyon hem lojistik maliyetlerini optimize edecektir. 2030'a kadar pilot tesislerin yaygınlaşması, 2050 karbon nötr hedefleri için kritik bir adım olacaktır. Ancak başarı; enerji şebekelerinin dekarbonizasyonu, uluslararası standartların harmonizasyonu ve özel sektör-devlet ortaklıklarına bağlıdır.

SEMBOLLER VE KISALTMALAR

BF	Blast Furnace (Yüksek Fırın)
BF-BOF	Blast Furnace - Basic Oxygen Furnace (Yüksek Fırın - Bazik Oksijen Fırını)
CCS	Carbon Capture and Storage (Karbon Yakalama ve Depolama)
CH_4	Metan (Kimyasal Formül)
CO_2	Karbondioksit (Kimyasal Formül)
DRI	Direct Reduced Iron (Doğrudan İndirgenmiş Demir)
EAF	Electric Arc Furnace (Elektrik Ark Ocağı)
Fe_2O_3	Hematit (Demir Oksit)
Gt	Gigaton (Milyar Ton)
H_2	Hidrojen (Kimyasal Formül)
H_2-DRI	Hydrogen-based Direct Reduced Iron (Hidrojen Temelli Doğrudan İndirgenmiş Demir)
IEA	International Energy Agency (Uluslararası Enerji Ajansı)
IPCC	Intergovernmental Panel on Climate Change (Hükümetlerarası İklim Değişikliği Paneli - TBİK)
IRENA	International Renewable Energy Agency (Uluslararası Yenilenebilir Enerji Ajansı)
Kg	Kilogram
Kt	Kiloton (Bin Ton)
kW	Kilowatt
LCOH	Levelized Cost of Hydrogen (Seviyelendirilmiş Hidrojen Maliyeti)
LCOP	Levelized Cost of Production (Seviyelendirilmiş Üretim Maliyeti)
Mton	Megaton (Milyon Ton)
MW	Megawatt
N_2O	Diazot Monoksit (Kimyasal Formül)
NZE	Net Zero Emissions (Net Sıfır Emisyon)
O_3	Ozon (Kimyasal Formül)
PEM	Proton Exchange Membrane (Proton Değişim Membranı - Elektroliz Teknolojisi)
Ppm	parts per million (milyonda bir parçacık)

SMR	Steam Methane Reforming (Buhar Metan Reformasyonu - Hidrojen Üretim Teknolojisi)
tCO_2	ton CO_2
tCO_2e	ton CO_2 eşdeğeri (Diğer sera gazlarının CO_2 cinsinden ifadesi)
WSA	World Steel Association (Dünya Çelik Birliği)

TEŞEKKÜR

Bu çalışmanın ortaya çıkmasında danışmanımız Prof. Dr. Afşin GÜNGÖR'ün yol göstericiliği belirleyici olmuştur. Ayrıca, araştırma sürecindeki yoğun fikir alışverişleri, veri analizlerindeki kolektif çaba ve metin üzerine yaptığımız sayısız tartışmalar için yazarlar olarak birbirimize müteşekkiriz. Bu sinerji olmasaydı, çalışmanın bütünlüğüne ulaşamazdık.

REFERANSLAR

Abdelghany, A., Fan, D. Q., Elzohiery, M., Sohn, H. Y. 2019. "Experimental Investigation and Computational Fluid Dynamics Simulation of a Novel Flash Ironmaking Process Based on Partial Combustion of Natural Gas in a Reactor". steel research international, *90*(9), 1900126.

Abdul Quader, M., Ahmed, S., Dawal, S. Z., Nukman, Y. 2016. "Present needs, recent progress and future trends of energy-efficient Ultra-Low Carbon Dioxide (CO2) Steelmaking (ULCOS) program". Renewable and Sustainable Energy Reviews, *55*, 537-549.

Allen, M. R., Friedlingstein, P., Girardin, C. A. J., Jenkins, S., Malhi, Y., Mitchell-Larson, E., … Rajamani, L. 2022. "Net Zero: Science, Origins, and Implications". Annual Review of Environment and Resources, *47*, 849-887.

Arcos, J. M. M., Santos, D. M. F. 2023. "The Hydrogen Color Spectrum: Techno-Economic Analysis of the Available Technologies for Hydrogen Production". Gases, *3*(1), 25-46.

Bhaskar, A., Assadi, M., Somehsaraei, H. N. 2021. "Can methane pyrolysis based hydrogen production lead to the decarbonisation of iron and steel industry?". Energy Conversion and Management: X, *10*, 100079.

BloombergNEF. 2023. "2023 Hydrogen Levelized Cost Update: Green Beats Gray | BloombergNEF". Geliş tarihi 30 Haziran 2025, gönderen https://about.bnef.com/insights/clean-energy/2023-hydrogen-levelized-cost-update-green-beats-gray/

Cappel, J. 2021. "EAF Efficiency". Meerbusch: MENASteelForum2021.

Fan, Z., Friedmann, S. J. 2021. "Low-carbon production of iron and steel: Technology options, economic assessment, and policy". Joule, *5*(4), 829-862.

Gielen, D., Saygin, D., Taibi, E., Birat, J. P. 2020. "Renewables-based decarbonization and relocation of iron and steel making: A case study". Journal of Industrial Ecology, *24*(5), 1113-1125.

Global CCS Institute. 2023. "Global CCS Institute (2023). The Global Status of CCS 2023. - References - Scientific Research Publishing". Geliş tarihi 30 Haziran 2025, gönderen https://www.scirp.org/reference/referencespapers?referenceid=3845911

Hydrogen Council. 2024. "Hydrogen Council releases latest report: Hydrogen Insights 2024 | European Hydrogen Observatory". Geliş tarihi 30 Haziran 2025, gönderen https://observatory.clean-hydrogen.europa.eu/media/news/hydrogen-council-releases-latest-report-hydrogen-insights-2024

IEA. 2020. "Energy Technology Perspectives 2020". Geliş tarihi gönderen www.iea.org/t&c/

IEA. 2023a. "Carbon Capture Utilisation and Storage - Energy System - IEA". Geliş tarihi 30 Haziran 2025, gönderen https://www.iea.org/energy-system/carbon-capture-utilisation-and-storage

IEA. 2023b. "Tracking Clean Energy Progress 2023, IEA, Paris https://www.iea.org/reports/tracking-clean-energy-progress-2023".

IEA. 2024. "*Global Hydrogen Review 2024*". Paris. Geliş tarihi gönderen https://www.iea.org/reports/global-hydrogen-review-2024

IRENA. 2020a. "Green Hydrogen Cost Reduction: Scaling up Electrolysers to Meet the 1.5^0C Climate Goal". International Renewable Energy Agency, 105. Geliş tarihi gönderen www.irena.org/publications

IRENA. 2020b. "Reaching zero with renewables: Eliminating CO2 emissions from industry and transport in line with the 1.5° C climate goal". International Renewable Energy Agency Abu Dhabi.

IRENA. 2023. "Renewable Power Generation Costs in 2023". Geliş tarihi 30 Haziran 2025, gönderen https://www.irena.org/Publications/2024/Sep/Renewable-Power-Generation-Costs-in-2023

Jiao, B., Chen, J., Gong, M. 2024. "Investigation of interfacial degradation mechanism and debonding behavior for degraded rubber asphalt-aggregate molecular system using a molecular dynamics method". Journal of Cleaner Production, *451*, 142123.

Lead, C.-O., Lead, I. C. P., Farquhar, G. D., Fasham, M. J. R., Goulden, M. L., Heimann, M., … Rojas, A.

R. 2001. "The Carbon Cycle and Atmospheric Carbon Dioxide".

Marocco, P., Gandiglio, M., Audisio, D., Santarelli, M. 2023. "Assessment of the role of hydrogen to produce high-temperature heat in the steel industry". Journal of Cleaner Production, *388*, 135969.

[Masson-Delmotte, V. , P. Z. H.-O. P. D. R. J. S. P. R. S. A. P. W. M.-O. C. P. R. P. S. C. J. B. R. M. Y. C. X. Z. M. I. G. E. L. T. M. M. T. and T. W. (eds.). 2018. "*Global Warming of 1.5°C.An IPCC Special Report on the impacts of global warming of 1.5°C above pre-industrial levels and related global greenhouse gas emission pathways, in the context of strengthening the global response to the threat of climate change, sustainable development, and efforts to eradicate poverty*".

MPA. 2022. "*Making Net-Zero Steel Possible: An industry-backed, 1,5C-aligned transition strategy*".

Na, H., Sun, J., Qiu, Z., Yuan, Y., Du, T. 2022. "Optimization of energy efficiency, energy consumption and CO2 emission in typical iron and steel manufacturing process". Energy, *257*, 124822.

NOAA. 2023. "Global Monitoring Laboratory - Carbon Cycle Greenhouse Gases". Geliş tarihi gönderen https://gml.noaa.gov/ccgg/trends/global.html

Rodríguez Diez, J., Tomé-Torquemada, S., Vicente, A., Reyes, J., Orcajo, G. A. 2023. "Decarbonization Pathways, Strategies, and Use Cases to Achieve Net-Zero CO2 Emissions in the Steelmaking Industry". Energies, *16*(21).

Shen, J., Zhang, Q., Tian, S., Li, X., Liu, J., Tian, J. 2024. "The role of hydrogen in iron and steel production: Development trends, decarbonization potentials, and economic impacts". International Journal of Hydrogen Energy, *92*, 1409-1422.

Shen, J., Zhang, Q., Xu, L., Tian, S., Wang, P. 2021. "Future CO2 emission trends and radical decarbonization path of iron and steel industry in China". Journal of Cleaner Production, *326*, 129354.

Stocker, T. F., D. Qin, G.-K. Plattner, M. Tignor, S.K. Allen. 2013. "*Climate Change 2013: The Physical Science Basis*". Cambridge.

Suer, J., Traverso, M., Jäger, N. 2022. "Carbon Footprint Assessment of Hydrogen and Steel". Energies 2022, Vol. 15, Page 9468, *15*(24), 9468.

Talaei, A., Ahiduzzaman, M., Davis, M., Gemechu, E., Kumar, A. 2020. "Potential for energy efficiency improvement and greenhouse gas mitigation in Canada's iron and steel industry". Energy Efficiency, *13*(6), 1213-1243.

Tiseo, I. 2023. "*Global CO2 emissions by sector 2022 | Statista*". *Anonymous 3*. Geliş tarihi gönderen https://www.statista.com/statistics/276480/world-carbon-dioxide-emissions-by-sector/

Wang, C., Walsh, S. D. C., Weng, Z., Haynes, M. W., Summerfield, D., Feitz, A. 2023. "Green steel: Synergies between the Australian iron ore industry and the production of green hydrogen". International Journal of Hydrogen Energy, *48*(83), 32277-32293.

WSA. 2020. "World Steel Association, About Steel". Geliş tarihi 31 Mayıs 2023, gönderen https://worldsteel.org/

WSA. 2023. "*World Steel in Figures 2023*".

Yu, X., Tan, C. 2022. "China's pathway to carbon neutrality for the iron and steel industry". Global Environmental Change, *76*, 102574.

Zhang, Q., Zhao, X., Lu, H., Ni, T., Li, Y. 2017. "Waste energy recovery and energy efficiency improvement in China's iron and steel industry". Applied Energy, *191*, 502-520.

Zhang, X., Jiao, K., Zhang, J., Guo, Z. 2021. "A review on low carbon emissions projects of steel industry in the World". Journal of Cleaner Production, *306*, 127259.

Zhao, J., Zuo, H., Wang, Y., Wang, J., Xue, Q. 2019. "Review of green and low-carbon ironmaking technology". https://doi.org/10.1080/03019233.2019.1639029, *47*(3), 296-306.

SIKIŞTIRILMIŞ HİDROJEN DEPOLAMA TANKLARININ TEORİK İNCELENMESİ

Mehmet SUBAŞI[*], Muhittin BİLGİLİ[**]
[*] Gazi Üniversitesi, Teknik Bilimler Meslek Yüksekokulu, Makine ve Metal Teknolojileri Bölümü, Ostim 06374 Ankara, Türkiye. e-posta: msubasi@gazi.edu.tr
[**] Gazi Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, Maltepe 06570 Ankara, Türkiye. e-posta: bilgili@gazi.edu.tr

Özet: Hidrojenin önemli bir enerji taşıyıcısı olarak günümüzde kullanımının arttığı bilinmektedir. Bu bakımdan ülkemizin çizdiği yol haritası dikkate alındığında hidrojenin üretiminin de artacağı öngörülmektedir. Üretilen hidrojen miktarının ve kullanımının artması, hidrojeni ekonomik ve güvenli bir şekilde depolama ihtiyacını ortaya çıkarmaktadır. Bu çalışmada değişik sıkıştırma basınçları ve sıcaklıklarında hidrojenin depolama hacimleri sayısal olarak farklı gaz denklemleri yardımıyla hesaplanmıştır. Literatürde kabul gören sıkıştırılmış hidrojen depolama tank protokollerindeki değerler ve farklı gaz denklemleri kullanılarak depolama hacimleri belirlenmiştir.
Anahtar kelimeler: Hidrojen enerjisi, Hidrojen gazı depolama, Sıkıştırılmış hidrojen, Van der Waals.

THEORETICAL INVESTIGATION OF COMPRESSED HYDROGEN STORAGE TANKS

Abstract: It is known that the use of hydrogen as a significant energy carrier is increasing today. Considering the roadmap outlined by our country, hydrogen production is also projected to increase. The increasing amount and use of hydrogen produced necessitate the need to store hydrogen economically and safely. In this study, hydrogen storage volumes at various compression pressures and temperatures were numerically calculated using different gas equations. Storage volumes were determined using values from accepted compressed hydrogen storage tank protocols in the literature and different gas equations.
Keywords: Hydrogen energy, Hydrogen gas storage, Compressed hydrogen, Van der Waals.

GİRİŞ

Hidrojen, atom sayısı bir ve sembolü "H" olan ametaldir. Hidrojen standart sıcaklık ve basınç altında renksiz, kokusuz, tatsız, yanıcı özelliği yüksek olan bir gazdır. Hidrojen havadan 14,4 kat daha hafif ve tamamen zehirsiz gazdır. Hidrojen, evrenin yaklaşık %75'ini kaplayan bir elementtir. Ayrıca hidrojen, yüksek enerji verimliliği ve doğa dostu özellikleri olan bir enerji taşıyıcısıdır (Koşar 2021).

Hidrojen enerjisi, küresel enerji gereksinimini karşılamak için önemli bir alternatif olarak ortaya çıkmıştır. Hidrojen depolama sistemlerinin verimli ve güvenli bir şekilde çalışması, hidrojenin yaygınlaşması açısından önemlidir. Bu çerçevede yüksek basınçlarda gaz halindeki hidrojeni depolama teknolojisi avantajları nedeniyle günümüzde geçerli bir yöntem olarak kullanılmaktadır.

Geleneksel fosil yakıtların aşırı kullanımı enerji krizlerine ve çevre kirliliğine yol açmaktadır. Hidrojen enerjisi ise mevcut enerji krizi ve çevre kirliliği sorunlarını gidermek açısından hem verimli hem de çevreci bir enerji taşıyıcısı olması sebebi ile önemini gittikçe artırmaktadır. Gelecek on yıllarda hidrojen enerjisinin fosil yakıtların yerini alması ve küresel enerji yapısının değişimine ve kullanılan miktarın artmasına sebep olacağı beklenmektedir. Bu sebeplerden dolayı hidrojen enerjisi üzerine çalışmalar gittikçe artmaktadır (Zhang 2016, Mueller 2013, Yu 2024, Gourari 2021, Li 2025, Zhengli 2025).

Hidrojen enerjisi endüstri zinciri, hidrojen üretimi, depolanması, taşınması ve kullanımını kapsar. Basınçlı hidrojen gazı depolama, sıvı hidrojen depolama, katı hal hidrojen depolama ve organik sıvı hidrojen depolama, hidrojenin sırasıyla sıkıştırma, sıvılaştırma, fiziksel veya kimyasal kombinasyon yoluyla depolandığı birincil hidrojen depolama teknikleridir (Li 2021, Hassan 2021, Usman 2022, Niaz 2015). Diğer hidrojen depolama teknikleriyle karşılaştırıldığında, basınçlı hidrojen gazı depolama basit ekipman yapısı ve yüksek şarj/deşarj hızı avantajlarına sahiptir (Barthelemy 2017, Sarkar 2005, Zhengli 2025).

Son yıllarda, basınçlı hidrojen gazı depolama ve taşınma ilgili birçok inceleme yapılmıştır. Farklı birçok araştırmada hidrojen depolama ve taşıma teknikleri incelenmiştir (Rampai 2024, Qureshi 2023, Zhang 2023, Patel 2024, Zhengli 2025) ancak basınçlı hidrojen gazı depolamasıyla ilgili nispeten az sayıda çalışma vardır. Bu çalışmalarda da depolama tankı tasarımının optimizasyonu, arıza analizi ve tahribatsız testleri (Zhou 2022, Nachtane 2023), yakıt ikmal istasyonlarında hidrojen depolama kaplarının güvenlik analizi (Hu 2022) ve kaplardaki hidrojen gevrekliği (Okonkwo 2023) gibi konulara odaklanılmıştır (Zhengli 2025).

Basınçlı hidrojen gazını depolamak için Tip-I, Tip-II, Tip-III ve Tip-IV olarak sınıflandırılan basınçlı depolama tankları geliştirilmiştir. Bu tankların tasarımında dikkat edilmesi gerekli parametreler, depolama basıncını artırmak, kabın ağırlığını en aza indirmek, birim kütle hidrojen depolama yoğunluğunu geliştirmek ve taşıma maliyetlerini azaltmaktır.

Yapılan bu çalışmada, farklı sıcaklık ve basınç değerlerinde depolanabilecek hidrojen gazı miktarı hacimsel olarak araştırılmıştır. Çalışmada ideal gaz kabulü ve Van der Waals denklemleri kullanılmak üzere iki farklı yaklaşım kullanılarak analiz edilmiştir. Hesaplamalar sonucunda belirlenen depolama sıcaklık ve basınç değerlerine bağlı olarak elde edilen hacimler arasındaki farklar ortaya konulmuştur.

TEORİK ÇALIŞMA

Çalışmada ideal gaz ve Van der Waals denklemleri kullanılarak hidrojenin üç farklı sıcaklık (-40°C, 20°C ve 85°C) değeri için hesaplamalar yapılmıştır. Bu sıcaklık değerleri hidrojenin depolanması için yayınlanan SAE J2601 ve ISO 15869 standartları çerçevesinde belirlenmiştir (Fueling ProtocolsJ2601). Bu standartlarda, hidrojen depolama tanklarının hızlı şarj işlemi sırasında maksimum çalışma sıcaklığının 85°C'yi geçmemesi gerektiği belirtilmektedir. Bundan dolayı çalışmada, hidrojen depolama sıcaklıkları -40°C ile 85°C arasında seçilmiştir.

Ayrıca farklı basınçlardaki depolama hacimlerini hesaplayabilmek için 8 farklı basınç değeri belirlenmiş ve bu basınç değerlerindeki hacimler hesaplanmıştır. Seçilen bu basınç değerleri sırasıyla 5, 10, 15, 20, 25, 30, 35 ve 40 MPa olarak belirlenmiştir.

İdeal Gaz Kabulü

İdeal gaz denklemi, sadece teoride olan ideal gazların durumları hakkında bilgi sağlayan bir yasadır. Çalışmada öncelikle ideal gaz kabulü yapılarak farklı depolama durumundaki hidrojen gazına ait hacim ile ilgili hesaplamalar yapılmıştır.

İdeal gaz kanunu bütün gazlar için geçerli hali Eş.(1) formunda yazılabilir.

$$PV = nR_uT \tag{1}$$

Burada P mutlak basıncı, V sistem hacmini, n karışımın mol sayısını, R_u evrensel gaz sabitini $\left(R_u = 8.314\left[\frac{\text{kJ}}{\text{kmol·K}}\right]\right)$ ve T mutlak sıcaklığı temsil eder. Yapılan çalışmada hidrojen gazı kullanılacağı için Eş.(1)'deki mol oranı yerine $n = m/M$ eşitliği yazılırsa ideal gaz denklemi Eş.(2)'deki halini alır. Bu denklemde m kütleyi, M mol ağırlığını temsil etmektedir.

$$PV = \frac{mR_uT}{M} \tag{2}$$

Eşitlik (2)'deki evrensel gaz sabitinin ilgilenilen türün mol ağırlığına bölünmesi ile o tür için ideal gaz sabiti hesaplanabilir. $\left(R = \frac{R_u}{M}\right)$ Bu itibarla ideal gaz denklemi Eş.(3)'deki halini alır.

$$PV = mRT \tag{3}$$

Bu denklemde hidrojen için ideal gaz sabiti $R = 4.1240\left[\frac{kJ}{kg·K}\right]$ olarak alınmıştır. İdeal gaz denklemi kullanılarak belirlenen sıcaklık ve basınç değerlerinde hidrojen gazı için ihtiyaç duyulan depolama hacimleri hesaplanmıştır.

Van der Waals denklemi

İdeal gaz denklemi kabulü ile çözülen durumlar için Van der Waals denklemi kullanılarak hidrojen hacimleri de hesaplanmıştır. Gazlar için van der Waals hal denklemi Eş.(4) verilmektedir.

$$P = \frac{R_uT}{\nu - b} - \frac{a}{\nu} \tag{4}$$

Eş.(4)'de verilen a ve b değeri eşitlik (5) ve eşitlik (6)'da verilen denklemler ile hesaplanmaktadır.

$$a = \frac{27}{64}\frac{R_u^2T_c}{P_c} \tag{5}$$

$$b = \frac{R_u}{8}\frac{T_c}{P_c} \tag{6}$$

İdeal gaz denklemi, sadece teoride olan ideal gazların durumları hakkında bilgi sağlayan bir yasadır. Fakat Van der Waals denklemi ideal gaza göre daha doğru yaklaşım sağlayan bir denklemdir.

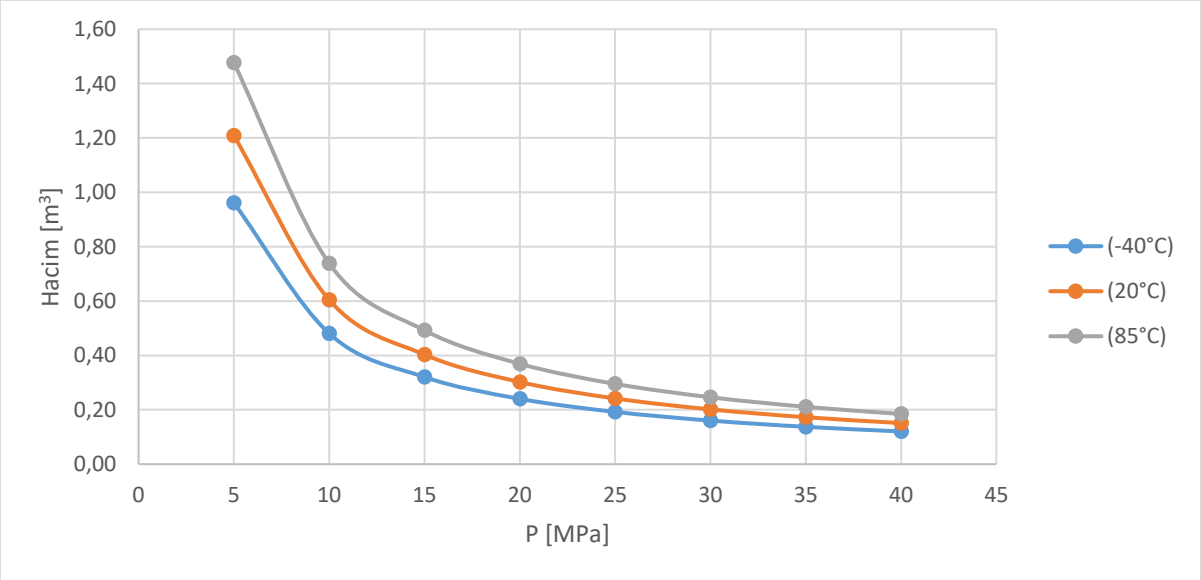
Bu çalışmada 5 kg hidrojene ihtiyaç duyan bir taşınabilir bir taşıt düşünülerek çalışmaya başlanmıştır. Bu taşıtın ihtiyaç duyduğu hidrojeni depolayabilecek bir tankın ihtiyaç duyduğu hacim hesaplamaları yapılmıştır. Özellikle otomobil gibi taşınabilir uygulamalarda ağırlık kadar hacimde önemli bir parametredir. İhtiyaç duyulan hidrojeni, istenilen küçüklükte bir hacimde depolayabilmek bu teknolojinin gelişiminin önündeki önemli engellerden biridir. Bu çalışmada bu konuya dikkat çekilmiştir. Ayrıca otomobil gibi taşınabilir uygulamalarda kısıtlı hacimlerde hidrojenin depolamak gerektiğinde, ihtiyaç duyulan miktar ancak yüksek basınçlara çıkılarak sağlanabilmektedir.

SONUÇLAR

İdeal gaz kabulü ile yapılan hesaplamalar sonucunda hidrojen depolama hacimleri hesaplanmıştır. Kütle olarak 5 kg hidrojen ihtiva eden bir depolama tankı düşünülmüştür. Öncelikle, 5 kg hidrojen atmosferik basınçta (101,325 kPa) ve ortam sıcaklığı 20°C olarak düşünüldüğünde 59,66 m^3 gibi bir hacim kaplamaktadır. Bu durum başka bir ifade ile geniş bir sedan otomobil bagaj hacmi 0,6 m^3 olduğu düşülürse, hidrojeni atmosferik şartlarda depolamak istersek yaklaşık olarak 100 otomobil bagajı genişliğinde hacme ihtiyaç olacaktır. Bu durumda basıncı yükselterek depolama hacmini düşürülebilir.

Bu depolama tankının 3 farklı çalışma sıcaklığı ve 8 farklı basınç değerinde depolanacağı öngörülmüştür. Dolayısıyla farklı sıcaklık ve basınç değeri için toplamda 24 farklı durum ortaya konulmuştur. Bu belirlenen her bir farklı çalışma durumu için tek tek depolama hacimleri hesaplanmıştır. Belirlenen bu durumlar için elde edilen değerler grafikler haline getirilmiştir.

Basıncın artması ile 3 farklı sıcaklık değerleri içinde depolama hacminin azaldığı ve sıkıştırılan hidrojen hacim değerlerinin birbirine yaklaştığı **Şekil-1**'de görülmektedir. En yüksek depolama hacmi 5 MPa basınçta 85°C sıcaklıkta 1,477 m^3 olarak hesaplanırken, en düşük depolama hacmi ise 40 MPa basınç ve -40°C sıcaklıkta 0,12 m^3 olarak hesaplanmıştır.



Şekil 1. İdeal gaz denklemi ile farklı sıcaklıklarda basıncın depolama hacmine etkisi.

Basıncın artması ile tüm sıcaklık değerlerinde depolama hacminin azaldığı ve sıkıştırılan hidrojen hacim değerlerinin birbirine yaklaştığı **Şekil-2**'de görülmektedir. En yüksek depolama hacmi 5 MPa basınçta 85°C sıcaklıkta 1,5237 m^3 olarak belirlenirken, en düşük depolama hacmi ise 40 MPa basınç ve -40°C sıcaklıkta 0,1724 m^3 olarak hesaplanmıştır.

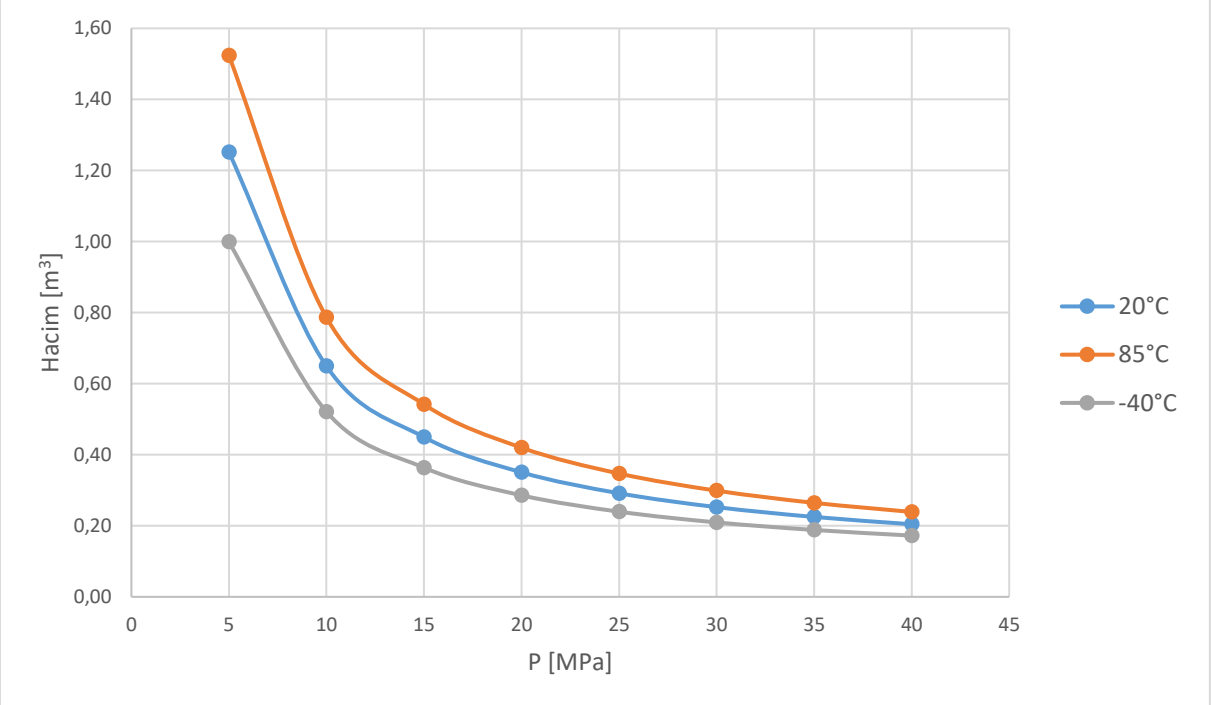
Örneğin 20 MPa basınçta -40°C sıcaklıkta 0,2857 m^3 hacim kaplarken 85°C sıcaklıkta 0,4198 m^3 hacim kapladığı hesaplanmıştır. Bu değerlere göre sıcaklık

artışı ile birlikte hidrojenin kapladığı hacim değeri %47 oranında değiştiği görülmüştür. Böylece sıcaklık farkının sıkıştırılan hacim üzerindeki etkisi belirlenmiştir. Basınç değeri en yüksek olan 40 MPa'da -40°C sıcaklıkta 0,1724 m^3 hacim kaplarken 85°C sıcaklıkta 0,2389m^3 hacim kaplamıştır. Bu iki hacim değeri arasında %38,57 bir fark olduğu görülmüştür.

Ayrıca iki farklı basınç sonuçları karşılaştırıldığında, 20 MPa basınçtan 40 MPa basınca çıkıldığında -40°C sıcaklıkta sırasıyla 0,2857 m^3 ve 0,1724 m^3 hacim değerleri elde edilmiştir. Burada görüldüğü üzere basınç iki kat artırıldığında hidrojenin kapladığı hacim değeri yaklaşık %65 azalmıştır.

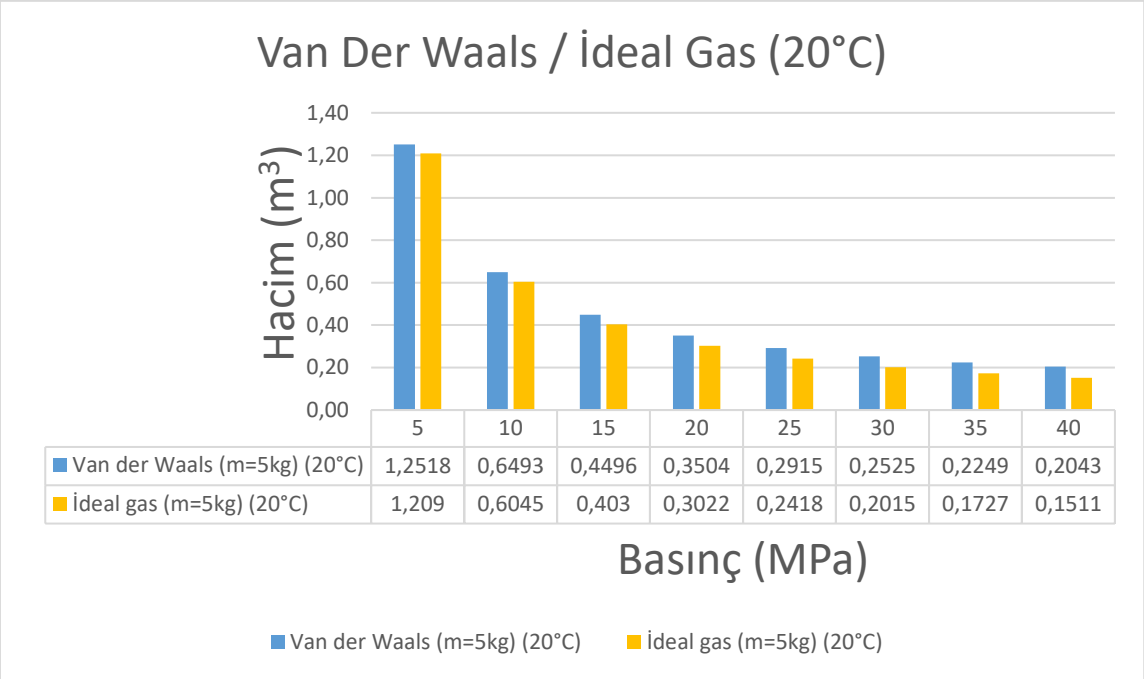
Ayrıca iki farklı basınç sonuçları karşılaştırıldığında, 20 MPa basınçtan 40 MPa basınca çıkıldığında 85°C sıcaklıkta sırasıyla 0,4198 m^3 ve 0,2389 m^3 hacim değerleri elde edilmiştir. Burada görüldüğü üzere basınç iki kat artırıldığında hidrojenin kapladığı hacim değeri yaklaşık %75,72 azalmıştır.

Sonuç olarak sıcaklık sabit tutulup (-40°C) basınç iki katına çıkarıldığında hidrojenin kapladığı hacim değerinin %65 azaldığı, aynı basınç artışında sıcaklık 85°C çıkarıldığında kaplanan hacim değeri %75.72 azalmıştır. Sonuç olarak yüksek sıcaklıkta (85°C) basınç iki katına çıkarıldığında kaplanan hacim değerinin düşük sıcaklığa (-40°C) göre daha fazla azalmıştır.



Şekil 2. Van der Waals denklemi ile farklı sıcaklıklarda basıncın depolama hacmine etkisi.

20°C sıcaklıkta 5 kg hidrojen depolamak için gerekli tankın iç hacmi ideal gaz ve Van der Waals denklemleri kullanılarak hesaplanmıştır. Bu hesaplamalar çalışmada belirlenen farklı basınçlarda gerçekleştirilmiştir. 5 MPa basınç ile başlanıp depolama basıncı artırılarak 40 MPa basınca kadar yükseltilmiştir. 5 MPa basınç değeri için depolama tankı iç hacmi hidrojen için ideal gaz denklemi ile 1209 litre hesaplanırken, Van der Waals denklemi ile 1251,8 litre hesaplanmıştır. Bu basınç değeri için aradaki fark %3,5'dir. Bu fark 10 MPa basınçta %7,4'e, 15 MPa basınçta %11,6'ya, belirlenen en yüksek basınç değeri olan 40 MPa da ise %35,2 değerine kadar çıkmaktadır (Şekil-3).



Şekil 3. 20°C sıcaklıkta farklı basınçlarda Van der Waals / İdeal gaz denklemleri ile elde edilen hacim değerlerinin karşılaştırılması.

DEĞERLENDİRME

Bu çalışmada ihtiyaç duyulan belirli bir hidrojen kütlesine yönelik olarak tank hacmi, ideal gaz denklemi ve Van der Waals denklemi kullanılarak hesaplanmıştır. Her iki denklem ile elde edilen sonuçlar karşılaştırılmıştır.

İhtiyaç duyulan hidrojen depolama hacmi için Van der Waals ve ideal gaz denklemleri kıyaslandığında sıkıştırma basıncı artıkça bu iki denklemin sonuçları arasındaki farkın da (5 MPa için) %3,5'den (40 MPa için) %35,2'ye çıktığı görülmektedir. Buda hidrojeni depolamada basınç değerinin önemini ortaya koymaktadır. Düşük basınçlarda denklemler arasındaki fark düşük bir değere sahip olsa da basınç yükseldikçe bu farkın yaklaşık 10 katına çıktığı tespit edilmiştir.

Çalışmada ayrıca ideal gaz ve Van der Waals denklemleri kullanılarak -40°C, 20°C ve 85°C sıcaklıkları için hidrojen depolama hacimleri hesaplanmıştır. Bu hesaplamalar sonucu8nda düşük basınç (5MPa) değerlerindeki depolama hacimleri arasındaki fark yüksek iken, basınç arttıkça bu farkın azaldığı görülmüştür.

İleride yapılacak olan hidrojen depolamaya yönelik çalışmalarda bu iki denkleme ek olarak hacim değerinin belirlenmesinde sıkıştırılabilirlik faktörünün dikkate alınmasının önemli olduğu düşünülmektedir.

KAYNAKLAR

Barthelemy H., Weber M., Barbier F. 2017, Hydrogen storage: recent improvements and industrial perspectives, *Int J Hydrogen Energy* , 42:7254–7262.

Fueling Protocols for Light Duty Gaseous Hydrogen Surface Vehicles J2601-2020-05.

Gourari S, Mebarek-Oudina F, Makinde O, Rabhi M., 2021, Numerical investigation of gas-liquid two-phase flows in a cylindrical channel, *Defect Diffusion Forum*, 2021; 409, 39–48.

Hassan I.A., Ramadan H.S., Saleh M.A., Hissel D. 2021, Hydrogen storage technologies for stationary and mobile applications: review, analysis and perspectives, *Renew Sustain Energy Rev* , 149.

Hu H., He Q., Meng Z., 2022, Analysis on safety of high-pressure hydrogen storage vessel in hydrogen fueling station, *Mod Chem Ind* , 42,9–15.

Koşar C., 2021, Hydrogen Storage Methods, *Open Journal of Nano*, 1-6.

Li J., Zhang L., Li R., Yang X., Zhang T. 2021, High-pressure gaseous hydrogen storage vessels:Current status and prospects, *Energy Storage Science and Technology*, 10, 1835–1844.

Li J.T., Han D.Z., Weng T.H., Wu H.F., Li K.C., Castiglione A. 2025, A secure data storage and sharing scheme for port supply chain based on blockchain and dynamic searchable encryption, *Comput Stand Interfac*, 91.

Mueller K, Arlt W., 2013, Status and development in hydrogen transport and storage for energy applications, *Energy Technol*, 1,501–11.

Nachtane M., Tarfaoui M., Abichou M.A., Vetcher A., Rouway M., Aamir A., et al. 2023, An overview of the recent advances in composite materials and artificial intelligence for hydrogen storage vessels design, *Journal of Composites Science*, 7.

Niaz S., Manzoor T., Pandith A.H., 2015, Hydrogen storage: materials, methods and perspectives, *Renew Sustain Energy Rev,*, 50:457–469.

Okonkwo P.C., Barhoumi E., Ben Belgacem I., Mansir I.B., Aliyu M., Emori W., et al., 2023, A focused review of the hydrogen storage tank embrittlement mechanism process, *Int J Hydrogen Energy*, 12935–12948.

Patel S.K.S., Gupta R.K., Rohit M.V., Lee J-K., 2024, Recent developments in hydrogen production, storage, and transportation: challenges, opportunities, and perspectives, *Fire-Switzerland*, 7.

Qureshi F., Yusuf M., Khan M.A., Ibrahim H., Ekeoma B.C., Kamyab H., et al., 2023, A State- of-The-Art Review on the Latest trends in Hydrogen production, storage, and transportation techniques, *Fuel* , 340.

Rampai M.M., Mtshali C.B., Seroka N.S., Khotseng L., 2024, Hydrogen production, storage, and transportation: recent advances, *RSC Adv*, 14,6699–6718.

Sarkar A., Banerjee R., 2005, Net energy analysis of hydrogen storage options, *Int J Hydrogen Energy*, 30,867–77.

Usman M.R. 2022, Hydrogen storage methods: review and current status, *Renew Sustain Energy Rev*, 167.

Yu Z, Zhao J, Markov V, Han D., 2024, Effects of hydrogen addition on ignition characteristics and engine performance of ammonia-hydrogen blended fuel: a kinetic analysis, *Int J Hydrogen Energy* , 87, 722–35.

Zhang F, Zhao P, Niu M, Maddy J., 2016, The survey of key technologies in hydrogen energy storage, *Int J Hydrogen Energy* ; 41,14535–52.

Zhang L., Jia C., Bai F., Wang W., An S., Zhao K., et al., 2024, A comprehensive review of the promising clean energy carrier: hydrogen production, transportation, storage, and utilization (HPTSU) Technologies, *Fuel* , 355.

Zhengli H.,Wei G., Shuanghe C, Xizheng W., Jinyang Z., 2025, Development status and challenges of high-pressure gaseous hydrogen storage vessels and cylinders in China, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 214, 115567.

Zhou W., Wang J., Pan Z-b., Liu J., Ma L-h., Zhou J-y., et al. 2022, Review on optimization design, failure analysis and non-destructive testing of composite hydrogen storage vessel, *Int J Hydrogen Energy*, 47,38862–3883.

DÜZLEM YÜZEY GÜNEŞ KOLEKTÖRÜNDE NANOPARTİKÜL KAPLI EMİCİ YÜZEYİN PERFORMANSA ETKİSİ

Müslüm Mücahit UZANLIK, Coşkun YÜKSEL*,**, Adnan SÖZEN*,***, Tayfun MENLİK*, Mustafa Bahadır ÖZDEMİR***
*Gazi Üniversitesi, Teknoloji Fakültesi, Enerji Sistemleri Mühendisliği Bölümü,
ANKARA, coskunyuksel@gazi.edu.tr, tmenlik@gazi.edu.tr, mbozdemir@gazi.edu.tr, asozen@gazi.edu.tr
** Gazi Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Enerji Sistemleri Mühendisliği Bölümü, ANKARA,
coskunyuksel@gazi.edu.tr, mchtznlk@gmail.com
***Adana Alparaslan Türkeş Üniversitesi

Özet: Bu çalışmada, düzlemsel güneş kolektörlerinde emici yüzeye uygulanan termal boya ve $ZnFe_2O_4$ nanopartikül kaplamanın etkisi incelenmiştir. Plakalı kolektörlerde %19,58, plakasızlarda ise %13,21 oranında verim artışı elde edilmiş, nanopartikül kaplamanın ısı tutma kapasitesini artırdığı görülmüştür. Sonuçlar, bu yöntemin güneş kolektörlerinde verimliliği artırmada etkili olduğunu ortaya koymaktadır.
Anahtar Kelimler: Güneş kolektörü, nanopartikül, termal verim, $ZnFe_2O_4$, güneş enerjisi, enerji verimliliği.

EFFECT OF NANOPARTICLE COATED ABSORBER SURFACE ON THE PERFORMANCE OF PLANE SURFACE SOLAR COLLECTOR

Abstract: In this study, the effect of applying thermal paint and $ZnFe_2O_4$ nanoparticle coating on the absorber surface of flat-plate solar collectors was investigated. An efficiency improvement of 19.58% was achieved in the collectors with plates and 13.21% in those without plates, while the nanoparticle coating was found to enhance heat retention capacity. The results demonstrate that this method is effective in improving the efficiency of solar collectors.
Keywords: Solar collector, nanoparticle, thermal efficiency, $ZnFe_2O_4$, solar energy, energy efficiency

GİRİŞ

Güneş kolektörlerinde termal verimliliğin artırılması amacıyla nano katkılı malzemelerin ve faz değiştiren malzemelerin kullanımı giderek önem kazanmaktadır. Bharathiraja ve arkadaşları, düzlemsel güneş kolektörlerinde parafin ve silikon dioksit (SiO_2) katkılı faz değiştiren malzeme kullanarak yapılan deneylerde, kolektör çıkış sıcaklığının 70 °C'ye ulaştığını ve termal verimin %71,7 olduğunu göstermiştir [1]. Benzer şekilde, Gürbüz ve arkadaşları geleneksel güneş hava kolektörlerinde Fe_3O_4 nano partikül takviyeli emici yüzey ve mesh tüplerin kombinasyonunun, yalnızca mesh tüpler kullanımına kıyasla termal verimliliği %40,45 oranında artırdığını raporlamıştır [2]. Fotovoltaik-termal (PVT) sistemler üzerinde yapılan çalışmalar da nano katkıların etkisini desteklemektedir; Öztürk ve arkadaşları, V-oluklu PVT sistemlerinde nano katkılı tasarımın %54,01 termal verimlilik sağladığını bildirmiştir [3]. Nano yapılı malzemelerin optik ve emici özellikleri üzerine yapılan çalışmalar, bu malzemelerin endüstriyel uygulamalarda potansiyel taşıdığını ortaya koymaktadır [4]. Ayrıca, parabolik oluklu kolektörlerde nano partikül ve faz değiştiren malzemelerin kullanımıyla ilgili teorik çalışmalar, nano akışkanlar ve sentez yöntemleri hakkında kapsamlı bilgiler sunmaktadır [5].

Bu deneysel çalışmada, güneş enerjisi sistemleri içerisinde yaygın olarak kullanılan düzlemsel güneş kolektörlerinin performansı, belirli parametreler doğrultusunda incelenmiş ve karşılaştırmalı bir analiz gerçekleştirilmiştir. Deney düzeneği kapsamında, biri plakalı diğeri plakasız olmak üzere iki farklı düzlemsel güneş kolektörü prototipi tasarlanarak imal edilmiştir. İlk aşamada, her iki kolektör yüzeyi yüksek emicilik özelliğine sahip siyah termal boya ile kaplanmış ve bu durumdaki kolektörlerin termal verimleri ölçülerek karşılaştırılmıştır. İkinci aşamada ise aynı kolektör yüzeylerine $ZnFe_2O_4$ (çinko ferrit) nanopartikülleri ile modifiye edilmiş termal boya uygulanmış ve bu kaplamanın kolektör performansı üzerindeki etkisi değerlendirilmiştir. Yapılan ölçümler sonucunda elde edilen termal verim değerleri, yalnızca termal boya kullanılan durum ile nanopartikül katkılı kaplama uygulaması karşılaştırılarak analiz edilmiştir. Bu karşılaştırma, nanopartikül katkısının düzlemsel güneş kolektörü performansı üzerindeki etkilerini ortaya koymak açısından önemli bir veri sunmaktadır.

MATERYAL VE METOT

Bu çalışmanın temel amacı, düzlemsel güneş kolektörlerinde emici yüzey kaplamalarının kolektör performansı üzerindeki etkisini araştırmaktır. Bu kapsamda, iki farklı yüzey koşulu incelenmiştir:

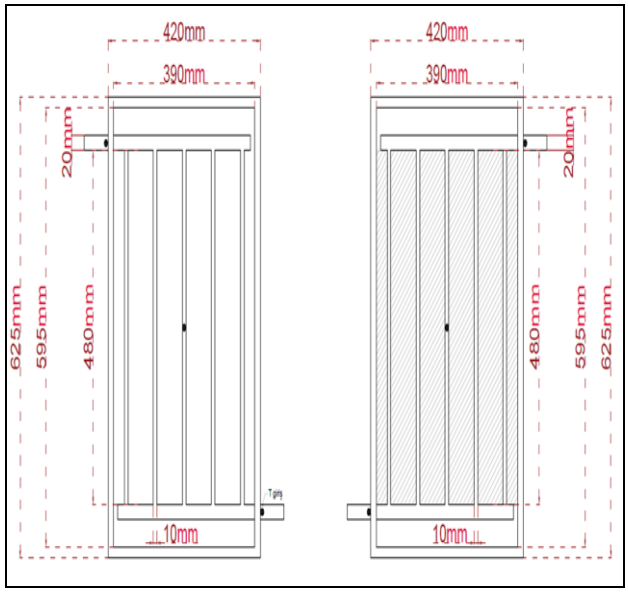
1. Yalnızca termal boya kaplamalı yüzey,
2. $ZnFe_2O_4$ nanopartikül katkılı termal boya kaplamalı yüzey.

Her iki kaplama tipi, plakalı ve plakasız olmak üzere iki farklı kolektör konfigürasyonunda test edilmiştir. Deneysel veriler, teorik hesaplamalarla desteklenmiş ve nanopartikül katkısının verim üzerindeki etkisi nicel olarak ortaya konmuştur.

Kolektör Yapısı

Deneylerde kullanılan kolektörler eş boyutlara sahip olup dikdörtgen geometridedir. Kolektörlerin dış ölçüleri yaklaşık 625 × 420 × 50 mm'dir. Kolektörlerin üst yüzeyinde çift cam levha kullanılmış ve camlar arası boşluk vakumlanarak ısı kayıpları minimize edilmiştir. Emici yüzeyler, bakır plaka ve boru yapısı üzerine entegre edilmiştir. Şekil 1. de kolektör boyutları gösterilmiştir.

• Plakasız kolektör: Emici yüzey yalnızca bakır borular ile temas eden kaplamadan oluşmaktadır.
• Plakalı kolektör: Bakır plaka, ısı transfer borularına kaynaklanmış ve yüzey alanı artırılmıştır.



Şekil 1. Deney düzeneğinde kullanılan düzlemsel güneş kolektörlerinin ölçüleri

Kaplama Malzemeleri

Emici yüzeyler, ilk aşamada siyah termal boya ile kaplanmış, ikinci aşamada ise $ZnFe_2O_4$ nanopartikülleri ile zenginleştirilmiş termal boya uygulanmıştır. Tablo 1 de kaplama malzemeleri belirtilmiştir.

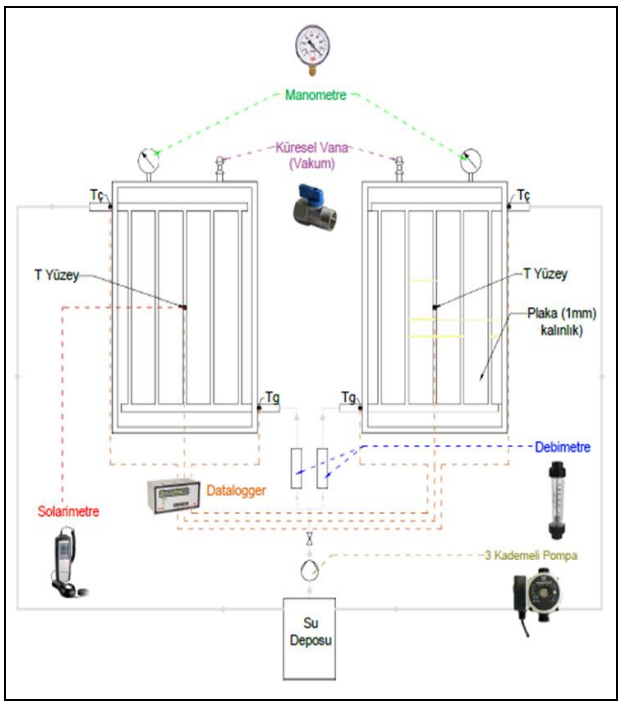
• Termal boyanın absorpsiyon katsayısı yaklaşık 0,95, emisyon katsayısı ise 0,85'tir.
• Kullanılan $ZnFe_2O_4$ nanopartiküllerinin boyutu 20–40 nm aralığındadır ve yüksek saflıkta (%99,8) temin edilmiştir.

Tablo 1. Deney düzeneğinde kullanılan kaplama malzemeleri

Malzeme	Kimyasal Formül	Saflık	Özellikler
Termal Boya	SiO_2+Polimer	%98	0,95 absorpsiyon, 0,85 emisyon
$ZnFe_2O_4$ Nano partikül	$ZnFe_2O_4$	%99,8	20-40 nm partikül boyutu

DENEY DÜZENEĞİ

Deney düzeneği, kolektörler, akışkan sirkülasyon sistemi, veri toplama birimi ve ölçüm cihazlarından oluşmaktadır. Akışkan olarak Su kullanılmış olup, Debi değerleri: 0,3 L/dk, 0,4 L/dk, 0,5 L/dk'dır. Çalışma periyodu ise Haziran–Temmuz aylarında, her gün 10:00–14:00 saatleri arasında Gazi Üniversitesi Merkez Kampüsü, Ankara'da gerçekleştirilmiştir. Akışkan dolaşımı üç kademeli santrifüj pompa ile sağlanmış, akış kontrolü debimetre ile yapılmıştır. Kolektör çıkışındaki akışkan, 19 L hacimli polikarbonat su tankında toplanmış ve tekrar sisteme aktarılmıştır. Deney düzeneğinin şematik gösterimi şekil 2.de gösterilmiştir. Resim 1. de ise kurulan deney düzeneği yer almaktadır.



Şekil 2. Deney düzeneğinin şematik gösterimi



Resim 1. Kurulan deney düzeneği

Deney düzeneğiinin ölçümleri için Sıcaklık ölçümlerinde Kolektör giriş, çıkış ve emici yüzeyine yerleştirilen K-tipi termokupllar ile yapılmıştır.Veri kaydı için tüm sıcaklık değerleri Elimko-IB-11 data logger aracılığıyla kaydedilmiş ve bilgisayara aktarılmıştır. Güneş ışınımı ölçümlerinde CEM DT-1307 solarimetre ile her 30 dakikada bir ölçüm alınmıştır. Basınç ölçümlerinde Kolektörlere monte edilen manometreler ile vakum ortamı takip edilmiştir. Debi ölçümlerinde Analog göstergeli şamandıralı debimetre ile akış kontrolü yapılmıştır. Deneysel süreç iki aşamada gerçekleştirilmiştir. Termal boya kaplama ile Kolektör yüzeyleri yalnızca termal boya ile kaplanmış ve her iki kolektör, üç farklı debide test edilmiştir. Nanopartikül ile katkılı kaplamada ise Termal boyaya belirlenen oranlarda $ZnFe_2O_4$ nanopartikülleri eklenerek hazırlanan karışım yüzeye uygulanmış ve aynı koşullarda tekrar ölçümler alınmıştır. Her iki durumda da ölçülen parametreler şunlardır; Güneş ışınımı (G), Kolektör giriş sıcaklığı (Tg), Kolektör çıkış sıcaklığı (Tç), Ortam sıcaklığı (Ta), Ortalama akışkan sıcaklığı (Tm), Kolektör termal verimi (η), Güç üretimi (W).

TARTIŞMA

Deneysel çalışmalardan elde edilen veriler, teorik hesaplamalarla karşılaştırılarak düzlemsel güneş kolektörlerinde nanopartikül katkılı kaplamanın performans üzerindeki etkisi ayrıntılı olarak değerlendirilmiştir. Bu değerlendirme sürecinde öncelikle ölçülen parametreler (giriş sıcaklığı, çıkış sıcaklığı, ortam sıcaklığı, ortalama sıcaklık, debi ve güneş ışınımı) kullanılarak kolektörlerin anlık ısı kazançları hesaplanmış, ardından termal verim değerleri elde edilmiştir. Elde edilen veriler, nanopartikül kaplamalı ve yalnızca termal boyalı kolektörler arasında karşılaştırmalı olarak incelenmiştir. Plakasız düzlemsel kolektörlerde yapılan ölçümlerde, $ZnFe_2O_4$ nanopartikül katkılı kaplamanın kullanılmasıyla kolektör çıkış sıcaklığında belirgin bir artış gözlenmiştir. Ortalama çıkış sıcaklıkları nanopartikül katkılı durumda, yalnızca termal boya kaplamalı duruma kıyasla yaklaşık 2–4 °C daha yüksek bulunmuştur. Bu fark, özellikle düşük debilerde (0,3 L/dk) daha belirgin hale gelmiştir.

Plakasız kolektörlerde elde edilen verim artışı %13,21 olarak belirlenmiştir. Bu durum, nanopartiküllerin ısıl iletkenliğinin yüksek olması sayesinde kolektör yüzeyinde daha etkin ısı tutma ve akışkana aktarma sürecini sağlamasından kaynaklanmaktadır. Şekil 3 .de Plakasız kolektörlerde verim değişimlerinin karşılaştırılması verilmiştir.



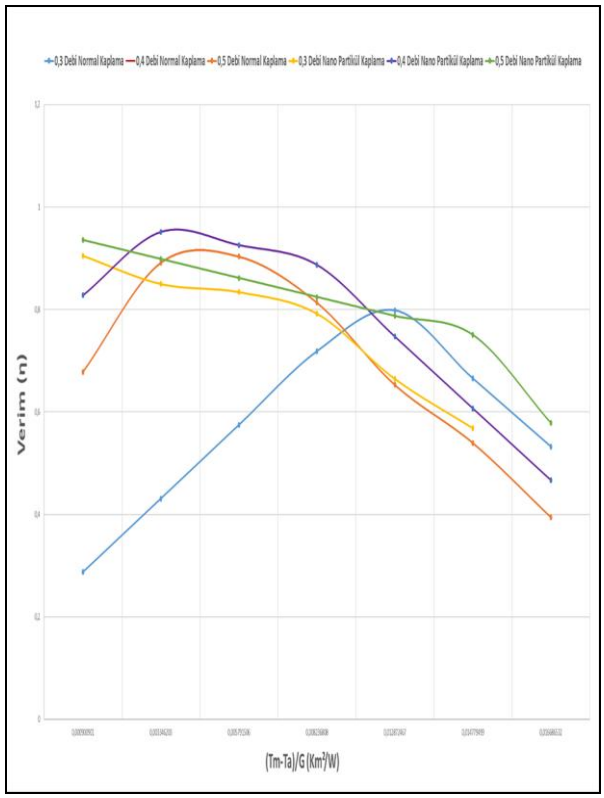
Şekil 3. Plakasız kolektörlerde verim değişimlerinin karşılaştırılması

Plakalı düzlemsel kolektörlerde ise nanopartikül katkısının etkisi daha belirgin olmuştur. Plakanın sağladığı geniş yüzey alanı, nanopartiküllerin ısı transferine katkısını artırmış ve daha kararlı bir sıcaklık profili oluşmasına neden olmuştur.

Plakalı güneş kolektörlerinde verim yaklaşık %19,58'lik bir performans artışına karşılık gelmektedir. Elde edilen bu sonuç, $ZnFe_2O_4$ nanopartiküllerinin özellikle geniş yüzey alanına sahip sistemlerde ısı tutma kapasitesini daha etkin şekilde artırdığını göstermektedir. Tablo 2. de Düzlemsel güneş kolektörlerinin performans karşılaştırması verilmiştir. Şekil 4. de Plakalı kolektörlerde verim değişimlerinin karşılaştırılması verilmiştir. Bunun yanı sıra plakasız kolektörlerde nanopartikülün sistem performansına etkisi tablo 3. de, tablo 4. de Plakalı kolektörlerde nano partikülün performansa etkisi verilmiştir. Tablo 5. de ise Termal boya ile kaplanan güneş kolektörlerinin verim karşılaştırması verilmiştir.

Tablo 2. Düzlemsel güneş kolektörlerinin performans karşılaştırması

Kolektör Çeşitleri	Ortalama Verim Değerleri	Performans Artışı (%)
Termal Boya Kaplamalı Plakasız Düzlemsel Güneş Kolektörü	0,57	%13,21
Nano Partikül ve Termal Boya Kaplamalı Plakasız Düzlemsel Güneş Kolektörü	0,64	
Termal Boya Kaplamalı Plakalı Düzlemsel Güneş Kolektörü	0,66	%19,58
Nano Partikül ve Termal Boya Kaplamalı Plakalı Düzlemsel Güneş Kolektörü	0,78	



Şekil 4. Plakalı kolektörlerde verim değişimlerinin karşılaştırılması

Tablo 3. Plakasız kolektörlerde nano partikülün performansa etkisi

Debi	Plakasız Termal Boyalı Düzlemsel Güneş Kolektörü Ortalama Verim Değerleri	Plakasız Nano Partikül ve Termal Boyalı Düzlemsel Güneş Kolektörü Ortalama Verim Değerleri	Performans Artışı (%)
0,3 L/dk	0,52	0,70	35,35%
0,4 L/dk	0,63	0,58	-8,49%
0,5 L/dk	0,58	0,66	14,06%

Tablo 4. Plakalı kolektörlerde nano partikülün performansa etkisi

Debi	Plakalı Termal Boyalı Düzlemsel Güneş Kolektörü Ortalama Verim Değerleri	Plakalı Nano Partikül ve Termal Boyalı Düzlemsel Güneş Kolektörü Ortalama Verim Değerleri	Performans Artışı (%)
0,3 L/dk	0,57	0,77	34,33%
0,4 L/dk	0,70	0,77	11,07%
0,5 L/dk	0,70	0,81	15,68%

Tablo 5. Termal boya ile kaplanan güneş kolektörlerinin verim karşılaştırması

Debi	Plakasız Termal Boyalı Düzlemsel Güneş Kolektörü Ortalama Verim Değerleri	Plakalı Termal Boyalı Düzlemsel Güneş Kolektörü Ortalama Verim Değerleri	Performans Artışı (%)
0,3 L/dk	0,52	0,57	%11,11
0,4 L/dk	0,63	0,70	%10,05
0,5 L/dk	0,58	0,70	%21,05

SONUÇLAR

Bu çalışmada, plakasız ve plakalı düzlemsel güneş kolektörlerinde, emici yüzeye uygulanan termal boya ile $ZnFe_2O_4$ nanopartikül katkılı termal boya kaplamalarının ısıl performans üzerindeki etkileri deneysel olarak araştırılmıştır. Çalışmadan elde edilen başlıca sonuçlar şu şekilde özetlenebilir:

- Plakalı kolektörlerin üstünlüğü: Tüm debi değerlerinde (0,3; 0,4 ve 0,5 L/dk) plakalı kolektörler, plakasız kolektörlere kıyasla daha yüksek verim sergilemiştir.

Debi etkisi:

- Termal boya kaplamalı kolektörlerde en belirgin performans artışı 0,5 L/dk debide gözlenmiş, plakalı kolektör plakasız kolektöre göre %21,05 daha yüksek verim sağlamıştır.

Nanopartikül katkısının etkisi:

- Plakasız kolektörlerde $ZnFe_2O_4$ katkısı, termal boya kaplamaya kıyasla %13,21 verim artışı sağlamıştır.
- Plakalı kolektörlerde ise bu artış %19,58 olarak hesaplanmıştır.

En yüksek performans:

- Nanopartikül katkılı plakalı kolektörde 0,4 L/dk debide %33,58 verim artışı elde edilmiştir.

Genel bulgu:

- $ZnFe_2O_4$ nanopartikül katkılı kaplamaların, düzlemsel güneş kolektörlerinde ısı tutma kapasitesini artırarak termal performansı anlamlı ölçüde iyileştirdiği ortaya konmuştur.

KAYNAKLAR

Bharathiraja, R., Ramkumar, T., Karthick, L., & Mohanraj, M. (2024). Performance investigation on flat plate solar water collector using a hybrid nano-enhanced phase change material (PCM). Journal of Energy Storage, 86, 111163.

Gürbüz, E. Y., Şahinkesen, İ., Kusun, B., Tuncer, A. D., & Keçebaş, A. (2023). Enhancing the performance of an unglazed solar air collector using mesh tubes and Fe3O4 nano-enhanced absorber coating. Energy, 277, 127704.

Öztürk, M., Yüksel, C., & Çiftçi, E. (2024). Energy, exergy and sustainability analysis of a photovoltaic-thermal solar system with nano-enhancement and thermal energy storage integration. Process Safety and Environmental Protection, 187, 593-604.

Pustovalov, V. K. (2025). SOLID NANOSTRUCTURED MATERIALS AND SOLAR COLLECTORS FOR EFFICIENT ABSORPTION OF INTENSE SOLAR RADIATION AND THEIR APPLICATION. Photonics and Nanostructures-Fundamentals and Applications, 101404.

Nawsud, Z. A., Altouni, A., Akhijahani, H. S., & Kargarsharifabad, H. (2022). A comprehensive review on the use of nano-fluids and nano-PCM in parabolic trough solar collectors (PTC). Sustainable Energy Technologies and Assessments, 51, 101889.

IMPROVING LOW-TEMPERATURE HC-SCR VIA SM-MODIFIED CU-ZEOLITE CATALYSTS

Ali Cem YAKARYILMAZ[1], Tayfun ÖZGÜR[1]
[1] Çukurova University, Faculty of Engineering, Department of Automotive Engineering
acyakaryilmaz@cu.edu.tr, tozgur@cu.edu.tr

Abstract: Selective catalytic reduction (SCR) represents the most effective exhaust after-treatment technology for mitigating nitrogen oxides (NO_x) emissions from diesel engines. This process involves the conversion of NO_x into benign nitrogen (N_2) and water (H_2O) through the use of a catalyst and an appropriate reductant. In the present study, samarium (Sm)-doped copper-based zeolite catalysts were synthesized via the ion-exchange method. The structural and chemical characteristics of the catalysts were investigated using Scanning Electron Microscopy (SEM), X-ray Diffraction (XRD), and Brunauer–Emmett–Teller (BET) analyses. Furthermore, the catalytic activity was evaluated under real exhaust flow conditions within a temperature range of 150–240 °C, at engine loads of 0, 2, and 4 kW, and under two distinct space velocities (SV).
The analyses confirmed the predominance of Si, O, and Al in all catalysts, along with the presence of other incorporated elements. Catalytic conversion efficiency exhibited a positive correlation with increasing temperature and engine load, whereas higher space velocity exerted an adverse effect. Notably, under a load of 4 kW and at 240 °C, the catalysts achieved their highest performance, with a maximum NO_x conversion efficiency of 95.75% at an SV of 30000 h^{-1}.
Keywords: Samarium, NO_x, Selective catalytic reduction, characterization**.**

Introduction

To mitigate NO_x emissions, especially in diesel engines where they are most prevalent, selective catalytic reduction (SCR) has emerged as an effective after-treatment technology. The SCR system operates by injecting a urea-based reductant commonly known as diesel exhaust fluid (DEF) or AdBlue into the exhaust stream, where it reacts with NO_x in the presence of a catalyst, converting it primarily into harmless nitrogen (N_2) and water vapor (H_2O) [1]. Currently, AdBlue, a 32.5% aqueous solution of urea in demineralized water, is the most used commercial reductant in SCR systems [2,3]. Despite its widespread application, AdBlue use is associated with several challenges, including catalyst degradation, ammonia slip, and the formation of ash-related odors [4,5]. Consequently, there is growing interest in identifying alternative reductants that can mitigate these drawbacks. Various candidates have been investigated in literature, including CO, hydrogen (H2), HCs, and oxygenated hydrocarbons (OHCs) [6]. Catalysts used in HC or OHC-SCR systems for NO_x reduction, zeolite-based catalysts are the most extensively studied and applied, owing to their high specific surface area, excellent selectivity, and superior catalytic activity under a wide range of operating conditions [7]. Saaid et al. [8] investigated the SCR of NO_x using a bimetallic Pt-Cu-ZSM-5 catalyst with i-C_4H_{10} as the reducing agent under oxygen-rich conditions. The bimetallic catalyst demonstrated a significantly wider operating temperature window than its monometallic counterparts (Pt-ZSM-5 and Cu-ZSM-5), achieving more than 50% NO_x conversion between 250°C and 520°C. The Pt-Cu-ZSM-5 catalyst was resistant to oxygen and high space velocities. Janas et al. [9] compared the catalytic performance of Co0.7SiBEA and Co3.6SiBEA zeolites for the SCR of NO using ethanol. Co0.7SiBEA demonstrated superior activity, achieving a maximum NO conversion of 75% and selectivity toward N_2 exceeding 95% at 623 K. Conversely, Co3.6SiBEA exhibited a lower maximum NO conversion of 60% and N_2 selectivity above 50% in the range of 573-725 K, with significant NO_2 formation at higher temperatures. Wang et al. [10] investigated the enhancement of hydrothermal stability in Al-rich Cu-SSZ-13 catalysts for NH_3-SCR reactions through modification with Ce and Sm. The Ce- or Sm-modified Cu-SSZ-13 catalysts, prepared via ion exchange, demonstrated significant improvements in structural stability, catalytic activity, and resistance to hydrothermal aging. The catalysts achieved a high NO_x conversion rate of over 80% in a temperature range of 250-550°C with minimal N_2O formation.
The literature survey on SCR systems encompasses a comprehensive analysis of catalyst materials, their physical and chemical characterization, and subsequent performance evaluations. Extensive research has been conducted on various catalyst types, focusing particularly on the conditions under which these catalysts achieve optimal efficiency and activity. While the inclusion of Sm as a catalytic component has garnered attention in recent years, its application

remains highly limited. To date, there appear to be no reported studies in literature investigating the combination of Sm, Cu, and zeolites with different reductant. In this study, four different catalysts were synthesized and tested for SCR performance under real exhaust flow conditions. Sm-doped Y-zeolite catalysts were evaluated at engine loads of 0, 2, and 4 kW with an SV of 30000 h^{-1}, within a temperature range of 150–240 °C. The physicochemical properties of the catalysts were characterized using SEM, XRD, and BET analyses.

Materials and Methods

The catalyst preparation involved four main processes (Figure 1). Initially, the cordierite substrate was subjected to acid treatment with oxalic acid to enhance its surface area, followed by washing, drying, and sintering. Subsequently, copper ion exchange was conducted by dissolving Cu salts in distilled water, adjusting the pH with NH_4OH, and introducing zeolite. After 24 hours of ion exchange, the obtained Cu-zeolite was filtered, dried, and calcined. In the third step, the Cu-zeolite was combined with additional chemicals and processed under ultrasonic stirring, drying, and calcination to yield powder catalysts. Y zeolite was employed as the support material, and samarium (Sm) was incorporated in varying ratios to investigate its influence on NO_x conversion performance, with cerium (Ce) added in minor amounts for durability. Finally, the powder catalysts were impregnated onto pretreated cordierite using colloidal silica to improve adhesion. This process included multiple dipping, drying, and calcination cycles, after which the final catalyst loading per unit volume was determined (Table 1). It was determined that the loading ratio for all catalysts showed similarity and varied between approximately 31.5 and 34.7 g/L

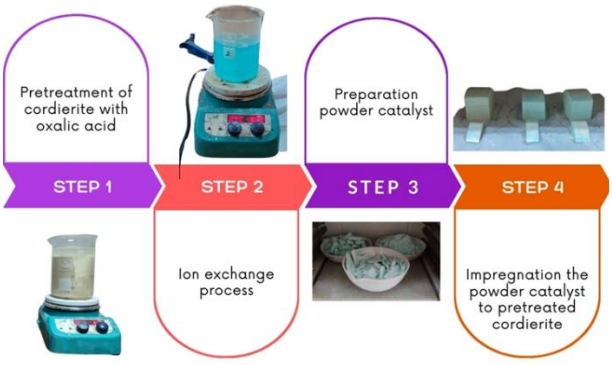


Figure 1. The main processes of catalyst preparation

Table 1. Details of the loading status of the catalyst samples

Catalyst	The volume of the cordierite (L)	The bare weight of the cordierite (g)	Loaded Weight (g)	Loading (g)	Loading ratio (g/L)
Sm0-Y	0.215	81.65	88.43	6.78	31.5349
Sm1-Y	0.214	78.41	85.72	7.31	34.1589
Sm2-Y	0.213	79	86.38	7.38	34.6479
Sm4-Y	0.205	77.07	83.82	6.75	32.9268

Performance tests were performed using the SCR test system located in the Motor Laboratory of the Automotive Engineering Department at Çukurova University. A schematic representation of the test system is provided in Figure 2. Also, technical specifications of the test engine are given in Table 2. Equation 1 was used to calculate NO_x conversion efficiency.

$$NO_x\ conversion\ efficiency\ (\%) = \left(\frac{NO_{x,in}-NO_{x,out}}{NO_{x,in}}\right) x100 \quad (1)$$

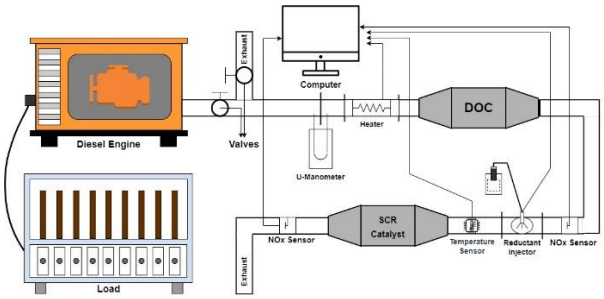


Figure 2. Schematic of SCR test system

Table 2. The technical specifications of the diesel engine

Motor type	V
Number of cylinders	2
Bore / stroke	80 mm / 79 mm
Cylinder volume	0.794 L
Compression ratio	23:1
Speed	3000 rpm
Prime power	9.6 kW

RESULTS AND DISCUSSIONS

In Figure 3, SEM images of the prepared catalyst are presented. Uniform distribution has occurred on the surface morphology. Additionally, the cracks and pores

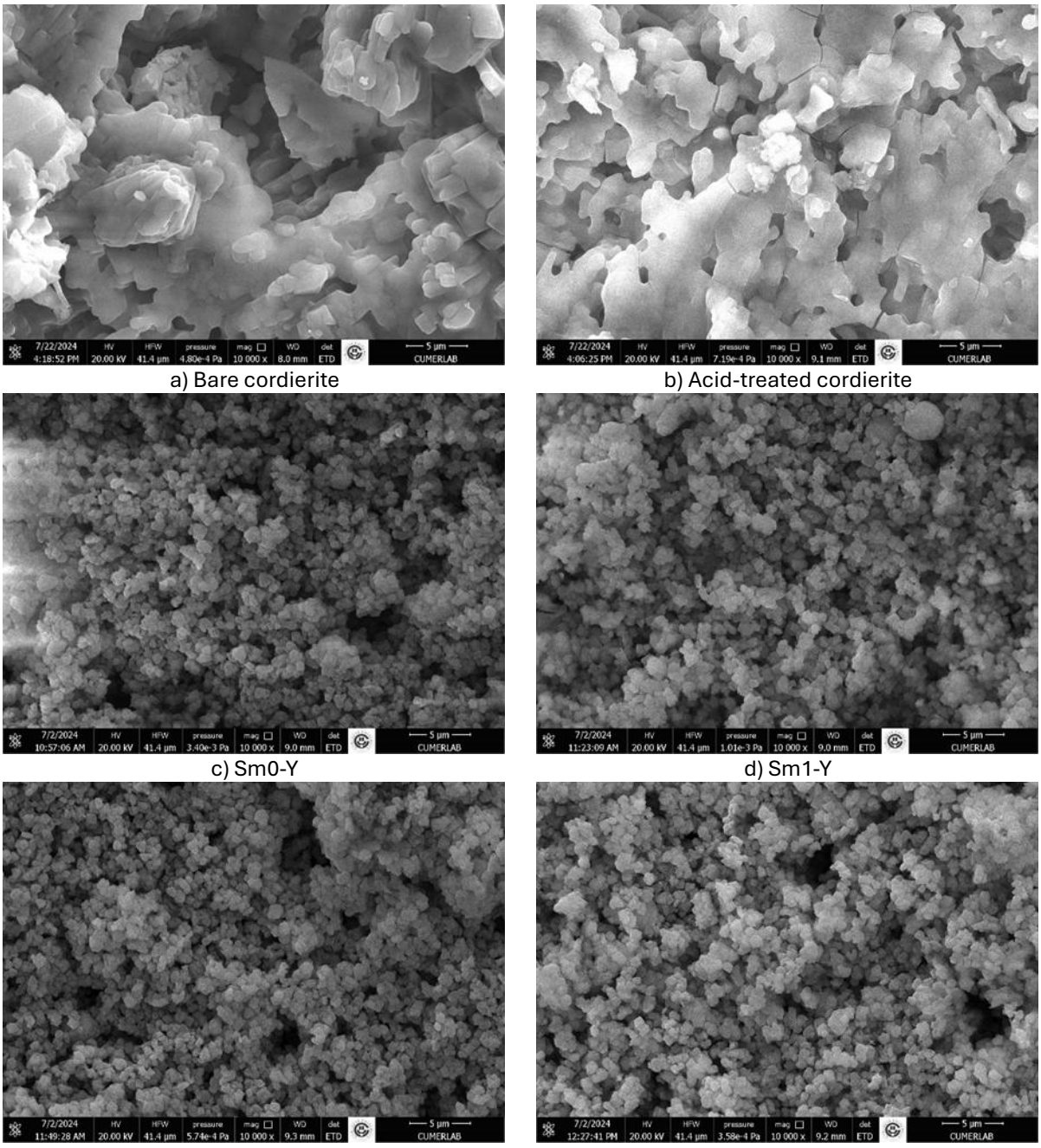


Figure 3. SEM images of the prepared catalysts at 10000x magnification

formed after acid treatment are effectively covered by the powder catalyst.

XRD analysis was conducted to examine the crystal structure of the catalysts. The XRD results for the synthesized catalyst samples are presented in Figure 4. The analysis reveals that cordierite and Ce exhibit an orthorhombic crystal structure, while Cu and zeolite Y display a cubic crystal structure. Additionally, Sm is characterized by a hexagonal crystal structure. The XRD patterns reveal that zeolite Y exhibits the highest intensity, with strong peaks predominantly between 10° and 30°. Cordierite, in contrast, presents lower intensity peaks compared to zeolite Y, with its characteristic peaks spread between 10° and 40°. All Sm-doped exhibit prominent peaks indicating the presence of hexagonal Sm at $2\theta \approx 39.44°$, 40.68°, 46.24°, 68.28°, 73.16°, and 82.66°.

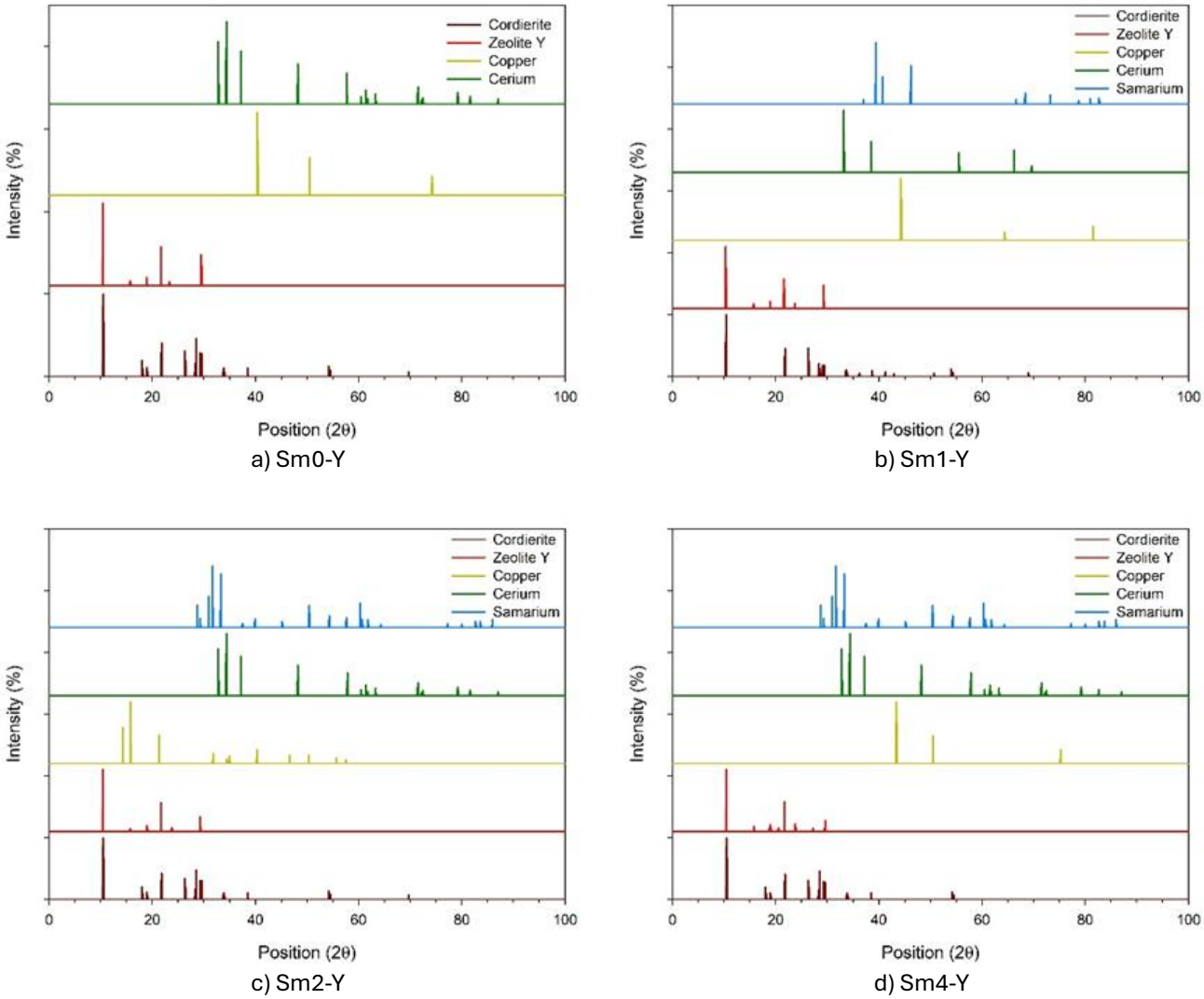


Figure 4. XRD analysis results of prepared catalysts

The BET surface area results revealed a significant improvement after acid treatment, reaching 24.98 m^2/g. Among the synthesized catalysts, Sm0-Y exhibited a surface area of 104.51 m^2/g, while the highest value was obtained for Sm1-Y (143.77 m^2/g), indicating that a low Sm loading effectively enhanced porosity. With further Sm incorporation, the surface area decreased to 123.95 m^2/g for Sm2-Y and dropped considerably to 62.47 m^2/g for Sm4-Y, suggesting that excessive Sm content led to partial pore blockage.

Table 3. Surface area values for catalyst sample

Catalyst	BET surface area (m^2/g)
Acid-treated	24.9842
Sm0-Y	104.5103
Sm1-Y	143.7719
Sm2-Y	123.9457
Sm4-Y	62.4686

The produced catalysts were subjected to SCR performance testing to determine NO_x conversion efficiency. The tests were conducted at space velocities of 30000 h^{-1}, within a temperature range of 150°C to 240°C, under no-load and two different load conditions (2 kW and 4 kW), using ethanol as the reductant.

Figure 5 shows the NO_x conversion efficiency of Sm0-Y, Sm1-Y, Sm2-Y, and Sm4-Y over a temperature range from 150 °C to 240°C. As temperature increases, all catalysts show a improvement in NO_x conversion efficiency for all engine load.

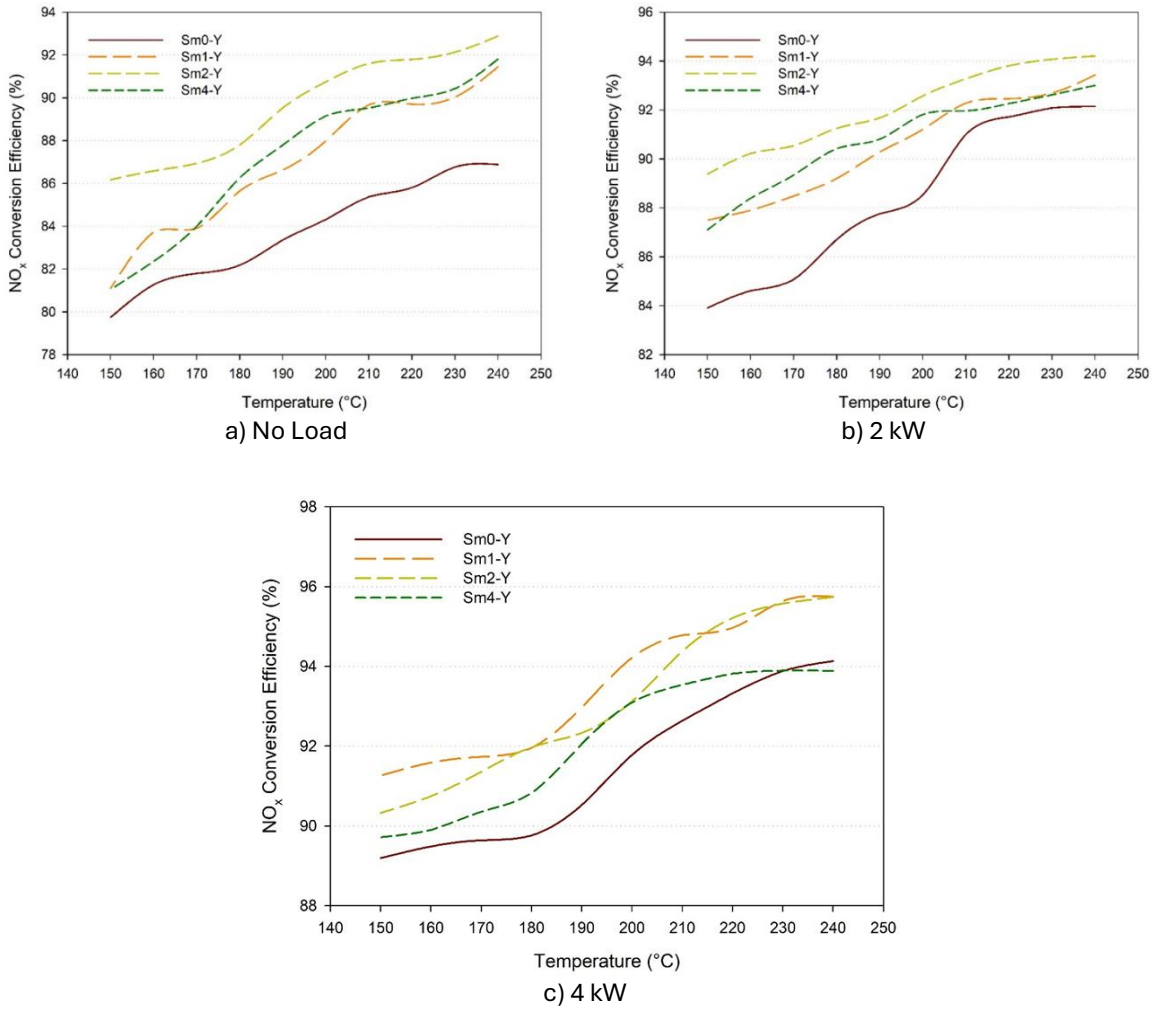


Figure 5. NO_x conversion efficiency of the Y zeolite-based catalysts under different engine load

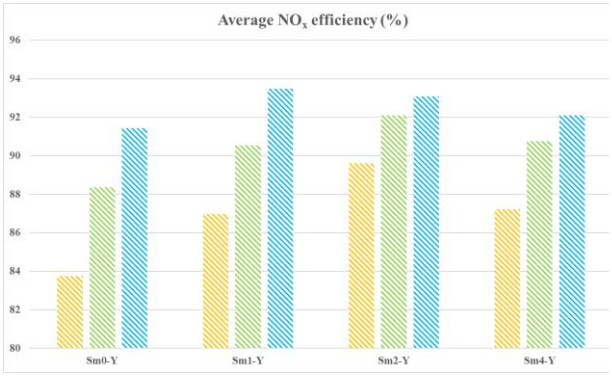


Figure 6. Average NO_x conversion efficiency for prepared catalysts at different engine load

Figure 6 illustrates the average NO_x conversion efficiencies for Y zeolite-based catalysts between 150 to 240 °C for loads of 0, 2, and 4 kW, represented by the orange, green, and blue lines, respectively. For each sample, the NO_x conversion efficiency increases with higher load

CONCLUSION

In this study, four different catalysts were prepared for SCR tests under real exhaust flow conditions. The Sm-doped Y-zeolite catalysts were evaluated under engine loads of 0, 2, and 4 kW at 30000 SV within a temperature range of 150–240 °C. The chemical characterization of the catalysts was carried out using SEM, XRD, and BET analyses. The main outcomes of this study can be summarized as follows:

- The acid treatment applied to the cordierite substrate resulted in the formation of micro-cracks, which effectively enhanced its specific surface area.
- The Sm1-Y catalyst exhibited the highest specific surface area within the Y-zeolite series, reaching 143.77 m^2/g.
- SEM analysis revealed the surface morphologies of the catalysts, confirming a homogeneous distribution of the incorporated chemical elements.

- Distinct diffraction peaks associated with samarium were detected within the 30°–50° range, indicating the presence of a hexagonal crystal structure.
- For all catalysts, NO_x conversion efficiency exhibited a positive correlation with increasing reaction temperature, while higher engine loads further promoted conversion performance.
- Under a load of 4 kW, the maximum NO_x conversion efficiency of 95.75% was obtained with the Sm1-Y catalyst at a space velocity of 30000 h^{-1}.
- Based on the average NO_x conversion values across the temperature range of 150–240 °C, the Sm1-Y catalyst demonstrated the highest performance within the Y-zeolite series, achieving 93.5% at a space velocity of 30000 h^{-1}.

References

Joseph, J.; Pachamuthu, S.; Solomon, J.M.; Sathyamurthy, R. Experimental Investigation to Enhance the Low-temperature Nitrogen Oxide Emission Reduction in Biodiesel Exhaust Using Selective Catalytic Reduction with Direct Ammonia Injection and Manganese Cerium Zirconia Catalyst. *Environ Prog Sustain Energy* **2021**, *40*, e13622, doi:10.1002/ep.13622.

Ström, L.; Carlsson, P.A.; Skoglundh, M.; Härelind, H. Surface Species and Metal Oxidation State during H2-assisted NH3-SCR of NOx over Alumina-supported Silver and Indium. *Catalysts* **2018**, *8*, doi:10.3390/catal8010038.

Wang, W.; Herreros, J.M.; Tsolakis, A.; York, A.P.E. Increased NO2 Concentration in the Diesel Engine Exhaust for Improved Ag/Al2O3 Catalyst NH3-SCR Activity. *Chemical Engineering Journal* **2015**, *270*, 582–589, doi:10.1016/j.cej.2015.02.067.

Costa, C.N.; Savva, P.G.; Fierro, J.L.G.; Efstathiou, A.M. Industrial H2-SCR of NO on a Novel Pt/MgO–CeO2 Catalyst. *Appl Catal B* **2007**, *75*, 147–156, doi:10.1016/j.apcatb.2007.04.018.

Velanidou, L.; Theologides, C.; Zorpas, A.A.; Savva, P.G.; Costa, C.N. A Novel Highly Selective and Stable Ag/MgO-CeO2-Al2O3 Catalyst for the Low-Temperature Ethanol-SCR of NO. *Appl Catal B* **2011**, *107*, 164–176, doi:10.1016/j.apcatb.2011.07.010.

Qi, G.; Yang, R.T.; Rinaldi, F.C. Selective Catalytic Reduction of Nitric Oxide with Hydrogen over Pd-Based Catalysts. *J Catal* **2006**, *237*, 381–392, doi:10.1016/j.jcat.2005.11.025.

Xu, J.; Qin, Y.; Wang, H.; Guo, F.; Xie, J. Recent Advances in Copper-Based Zeolite Catalysts with Low-Temperature Activity for the Selective Catalytic Reduction of NO $_x$ with Hydrocarbons. *New Journal of Chemistry* **2020**, *44*, 817–831, doi:10.1039/C9NJ04735B.

Saaid, I.M.; Mohamed, A.R.; Bhatia, S. Activity and Characterization of Bimetallic ZSM-5 for the Selective Catalytic Reduction of NOx. *J Mol Catal A Chem* **2002**, *189*, 241–250, doi:10.1016/S1381-1169(02)00330-8.

Jonas, J.; Machej, T.; Che, M.; Dzwigaj, S. State of Cobalt in CoSiBEA Zeolite and ITS Role in NO SCR with Ethanol. In *Studies in Surface Science and Catalysis*; Elsevier Inc., 2007; Vol. 170, pp. 1466–1470.

10. Wang, Y.; Shi, X.; Shan, Y.; Du, J.; Liu, K.; He, H. Hydrothermal Stability Enhancement of Al-Rich Cu-SSZ-13 for NH $_3$ Selective Catalytic Reduction Reaction by Ion Exchange with Cerium and Samarium. *Ind Eng Chem Res* **2020**, *59*, 6416–6423, doi:10.1021/acs.iecr.0c00285.

İKLİM VERİLERİNİ HESAPLAMA VE SUNMA YÖNTEMLERİ

Sena Özlem ARICA*
*Çevre, Şehircilik ve İklim Değişikliği Bakanlığı, Mesleki Hizmetler Genel Müdürlüğü, ANKARA

Özet: Bu çalışmada; ısıtma ve soğutmada yıllık enerji kullanımının değerlendirilmesine yönelik saatlik verilerin kullanım yöntemine yönelik araştırma yapılmıştır. ISO 1 5927'nin bu bölümü, ısıtma ve soğutmada ortalama yıllık enerjiyi belirlemek için saatlik değerlerden oluşan bir referans yılı oluşturmak için bir yöntemi belirtir. Ortalama koşulları gösteren diğer referans yıllar amaçlar için inşa edilebilir. ISO 15927, nemsizliğin olduğu veya enerji talebinin aşırı olduğu ekstrem soğuk yıllar için uygun değildir. Meteorolojik aletler ve gözlem yöntemleri kapsam dışındadır. Bunlar Dünya Meteoroloji Örgütü tarafından belirtilmiştir.
Anahtar Kelimeler: İklim Verileri, Referans Yıl, İklim Standardı

METHODS OF CALCULATING AND PRESENTING CLIMATE DATA

Abstract: This study investigated the methodology for using hourly data to assess annual heating and cooling energy use. This part of ISO 15927 specifies a method for establishing a reference year of hourly values to determine average annual heating and cooling energy use. Other reference years representing average conditions can be constructed for this purpose. ISO 15927 is not suitable for extremely cold years, where humidity is lacking or energy demand is excessive. Meteorological instruments and observation methods are excluded from the scope. These are specified by the World Meteorological Organization.
Keywords: Climate Data, Reference Year, Climate Standard

NORMATİF REFERANSLAR

Atıfta bulunulan belgeler uygulamada yön göstermesi açısından vazgeçilmezdir. Tarihli referanslarda, yalnızca alıntı yapılan baskı geçerlidir. Tarihsiz referanslar için, referans verilen yayının en son baskısı (her türlü değişiklik dahil) geçerlidir.
Dünya Meteoroloji Örgütü (WMO): Meteorolojik aletler ve gözlem yöntemleri kılavuzu. [1]

TERİMLER, TANIMLAR VE SEMBOLLER

Terimler ve tanımlar

Bu belgenin amaçları doğrultusunda aşağıdaki terimler ve tanımlar geçerlidir.

1. Kümülatif Dağılım Fonksiyonu

Belirli bir aralıkta artan sırada düzenlendiğinde bir parametrenin değerlerinin normalleştirilmiş sıralandığı dönem

2. Referans yılı
Uzun vadeli iklimi temsil eden uygun meteorolojik parametrelerin yıllık saatlik değerleri

Semboller

F(p) - P'nin her ay içindeki kümülatif dağılım fonksiyonu
Fs- Finkelstein-Schafer istatistiği
Bir yıldaki bir takvim ayı içindeki günlük ortalamaların J sıralaması
Tüm veri setinde o takvim ayı içindeki günlük ortalamaların K sıralaması
Tüm veri kümesinde herhangi bir takvim ayındaki N gün sayısı yılın ayı
n- Bir aydaki gün sayısı
P- İklim parametresi (sıcaklık, güneş radyasyonu veya nem)
P- herhangi bir iklim parametresinin günlük ortalaması

Yıl- Φ(p)' p'nin bir örneklemdeki tüm yıllarda her takvim ayı içindeki kümülatif dağılım fonksiyonu

METEOROLOJİK VERİ KAYNAKLARI

Bu standarda uygun hesaplamalar için kullanılan veriler, meteorolojik aletler ve gözlem yöntemleri kılavuzunda belirtilen yöntemlerle ölçülecektir. Çünkü seçim prosedüründe kullanılan veriler (a) ile (g) maddeleri farklı bir şekilde işlenmektedir. Normalde hava durumu

servisleri tarafından kullanılanlardan daha fazla kalite kontrolüne daha fazla dikkat edilmesi gerekmektedir.
Eğer sadece 3 saatlik veriler mevcut ise ham veriler gözle kontrol edilir. (Bazen sinoptik veri olarak da adlandırılır.) Ham verilerin kalitesi daha dikkatle kontrol edilmelidir. Eksik değerler doğrusal enterpolasyon veya tahmin yoluyla oluşturulacak ve ani, doğal olmayan sıçramalar veya tekil değerler incelenecek ve düzeltilecektir. Ham veriler yalnızca üç saatlik olarak mevcutta veri varsa eksik değerler doğrusal olarak hesaplanacaktır.

REFERANS YILININ İNŞAATI

Gerekli parametreler

Referans yılı, en azından aşağıda belirtilen meteorolojik parametrelerin saatlik değerlerini içerecektir:

İlgili iklimi temsil eden bir yer veya yerler:

- Kuru termometre hava sıcaklığı;

- Yatay bir yüzey üzerinde doğrudan normal güneş

ışınımı ve dağınık güneş ışınımı;

- Bağıl nem, mutlak nem, su buharı basıncı veya

çiğlenme noktası sıcaklığı;

Yerden 10 m yükseklikte rüzgar hızı.

Soğutma ve ısıtma hesaplamalarında sıcaklık, radyasyon ve nem temel parametreler olduğundan bunlar referans yılını oluşturmak için kullanılır.

Not: Özel uygulamalara yönelik referans yıllarını geliştirmek için diğer parametreler kullanılabilir.

Prensip

Bölüm 4.3'te belirtilen prosedür, bir yıllık saatlik değerleri oluşturmak için tasarlanmıştır.

- Bireysel değişkenlerin ortalama değeri,

- Frekans dağılımları ve her ay içindeki farklı değişkenler arasındaki korelasyonlar uzun vadeli veri setinin karşılık gelen takvim ayına mümkün olduğu kadar yakındır.

Prosedür

1. Referans yılını oluşturacak ayların seçimi

Aşağıda açıklanan prosedürde; kuru termometre sıcaklığı, güneş ışınımı ve nem birincil olarak alınmıştır. Rüzgar hızının ikincil olduğu, referans yılını oluşturmak için "en iyi" ayların seçilmesine yönelik parametreler ve referans yıllarını geliştirmek için birincil ve ikincil parametrelerin diğer kombinasyonları kullanılabilir.

Özel amaçlar için; referans yılına temel olarak seçilen değişkenler her zaman raporda belirtilecektir.

Her iklim parametresi için, p kuru termometre sıcaklığı, güneş ışınımı veya nem olmak üzere, aşağıdaki işlemlerin gerçekleştirilmesi önerilir:

İşlemler takip edilir.

a) P'nin en az 10 yıllık (ancak tercihen daha fazla) saatlik değerlerinden günlük ortalama hesaplanır.
b) Her takvim ayı için günlük ortalamaların tüm yıllara göre kümülatif dağılım fonksiyonu hesaplanır.
Veri setinde, Φ(p,m,i), tüm değerleri artan düzende sıralayıp ardından Denklem (1) kullanarak:
Burada K(i), bütün olarak o takvim ayı içindeki günlük ortalamaların i'inci değerinin sırasıdır.

$$\Phi(p,m,i) = \frac{K(i)}{N+1} \qquad (1)$$

c) Veri setindeki her bir yıl için, her bir yıl içindeki günlük ortalamaların kümülatif dağılım fonksiyonu hesaplanır.

Takvim ayı, F(p,y,m,i), o aya ve o yıla ait tüm değerleri artan düzende sıralayarak ve daha sonra Denklem (2) kullanılarak:

$$F(p,y,m,i) = \frac{J(i)}{n+1} \qquad (2)$$

Burada J(i), o ay ve o yıl içindeki günlük ortalamaların

i'inci değerinin sırasıdır.

d) Her takvim ayı için, verilerin her yılı için Finkelstein-

Schafer istatistiği Fs (p,y,m) hesaplanır.

$$Fs(p,y,m) = \sum_{i=1}^{n} |F(p,y,m,i) - \Phi(p,m,i)|$$

e) Çok yıllı kayıttaki aylar artan büyüklük sırasına göre sıralanır. Fs (p,y,m).

f) Her takvim ayı ve her yıl için, üç iklim parametresine ilişkin ayrı sıralamaları eklenir.

g) Her takvim ayı için toplam sıralaması en düşük olan üç ay için sapma hesaplanır. Karşılık gelen çok yıllık takvim ayı ortalamasından aylık ortalama rüzgar hızı hesaplanır. Ay ile birlikte rüzgar hızındaki en düşük sapma referans yılına dahil edilecek "en iyi" ay olarak seçilir. Gerekirse başka parametreler de araştırılabilir.

2.Saatlik değerlerin ayarlanması

Parametreler her ayın son sekiz saatinde ve bir sonraki ayın ilk sekiz saatinde şu şekilde ayarlanır:
Referans yılını oluşturmak için "en iyi" aylar birleştirildiğinde yumuşak bir geçiş sağlamak için enterpolasyon yapılır. Bu ayarlama Aralık ayının son sekiz saatini ve Ocak ayının ilk sekiz saatini içerecektir. Referans yılı simülasyonlarda tekrar tekrar kullanılabilir.

REFERANS YILLARININ SUNUMU

Referans yıllar; kuru termometre sıcaklığı ve su buharının saatlik 87 60 değerinden oluşan bir dizi olacaktır. Basınç (veya diğer nem parametresi), güneş ışınımı, rüzgar hızı ve mevcut diğer iklimsel parametreler.

İstasyonun ayrıntıları (konum ve rakım), kullanılan iklim parametreleri, orijinal verilerin periyodu belirlenecek ve bireysel ayların alındığı yıllar rapor edilecektir. Referans yıllar için ise bir ülkede birden fazla yer için üretilmişse geçerlilik veya tercihin her bir alanı için coğrafi alan belirtilmelidir.

REFERANSLAR

Dünya Meteoroloji Örgütü, Meteorolojik Aletler ve Gözlem Yöntemleri Kılavuzu, Sayı 8,6. Baskı, 1996.

Skartveit, A.; Lund, H. and Olseth, J. Dnmı: The Design Reference Year. Klima Report 11/94. [2] ISO 15927-5, Hygrothermal performance of buildings.

Calculation and presentation of climatic data - Part 5: Data for design heat load for space heating.

ADANA İLİ İÇİN İKLİM DEĞİŞİKLİĞİ GÖSTERGELERİNİN ANALİZİ

Ahmet YAVUZDEĞER*, Mehmet BİLGİLİ**
*Çukurova Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Makine Mühendisliği, 01330 Sarıçam, ADANA
yavuzdegerahmet@gmail.com
**Çukurova Üniversitesi, Ceyhan Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 01950 Ceyhan, ADANA
mbilgili@cu.edu.tr

Özet: Bu çalışmada, Adana ili için sıcaklık, yağış, bağıl nem gibi iklim verileri, 1970-2024 yılları arasında meydana gelen değişimler uydu verileri kullanılarak analiz edilmektedir. Adana iline ait iklim parametrelerindeki değişimler ayrı ayrı incelenerek değişkenlikler ve farklılıklar tespit edilmektedir. Zaman serisi iklim verilerine trend ve mevsimsellik analizi uygulanarak uzun dönemli değişim eğilimleri, mevsimsel dalgalanmalar ve parametreler arasındaki ilişkiler değerlendirilmektedir. Adana ilinde iklim değişikliğinin etkileri; kuraklık, su kaynakları ve tarım gibi faktörlerle ilişkilendirilerek incelenmektedir. Bu amaçla yapılan araştırma, Adana ilinde iklim değişimini daha iyi anlamamızı sağlayacak ve iklim değişikliği ile mücadele ve uyum politikalarının geliştirilmesine, ayrıca gelecekteki iklim değişimlerini tahmin etmeye yönelik modeller oluşturmaya katkıda bulunacaktır.
Anahtar Kelimler: İklim Parametreleri, Uydu Verileri, İklim Değişikliği, Model Geliştirme

Abstract: In this study, the changes in climate data such as temperature, precipitation and humidity for Adana province between 1970 and 2024 are analysed using satellite data. Changes in climate parameters of Adana province are analysed separately and variations and differences are determined. By applying trend and seasonality analysis to time series climate data, long term change trends, seasonal fluctuations and relationships between parameters are evaluated. The effects of climate change in Adana province are analysed in relation to factors such as drought, water resources and agriculture. The research conducted for this purpose will provide a better understanding of climate change in Adana province and will contribute to the development of policies to combat and adapt to climate change, as well as to create models to predict future climate changes.
Keywords: Climate Parameters, Satellite Data, Climate Change, Model Development

GİRİŞ

Bu araştırma, 1970 ile 2024 yılları arasında Akdeniz bölgesinde Adana'daki meteoroloji istasyonları için aylık ortalama kuru termometre sıcaklıkları ve çiy noktası sıcaklıkları verileriyle bağıl nem değişkenlerini incelemektedir.

Araştırma kapsamında, 54 yıllık bir dönemi kapsayan meteorolojik veriler kullanılarak analiz edilmektedir. Kuru termometre sıcaklığı, atmosferdeki su buharı miktarından bağımsız olarak havanın sıcaklığını ölçerken; çiy noktası sıcaklığı, havadaki su buharının yoğunlaşarak su damlacıkları oluşturduğu sıcaklığı ifade eder ve bu nedenle bağıl nem oranının bir göstergesi olarak kullanılmaktadır.

İklim değişiklikleri, dünya genelinde büyük etkiler yaratan önemli bir konudur. Adana iline ait iklim parametrelerinin uydu verileri kullanılarak zaman serisi analizi yapılmaktadır. Uydu verileri, geniş bir coğrafi alanı kapsama ve yüksek çözünürlükte bilgi sağlama avantajları nedeniyle iklim analizlerinde sıklıkla kullanılmaktadır. Veriler, 1970'lerden günümüze kadar uzanan bir zaman dilimini kapsamakta olup, özellikle sıcaklık ve bağıl nem gibi temel iklim parametrelerine odaklanılmıştır.



Şekil 1. Türkiye Haritasında Adana İlinin Konumu

İklim değişikliğinde sıcaklık parametrelerinde meydana gelen değişiklikler, iklimin genel yapısı hakkında önemli

bilgiler sağlar. Bu sebeple iklim değişikliğiyle ilgili araştırmalar sıcaklık eğilimlerine odaklanmıştır (Kızılelma ve Karabulut, 2011). İklim değişiminin en büyük etkileri orta ve yüksek enlemlerde orta ve yüksek enlemlerde ortaya çıkacaktır. Bu değişimin etkisi, Türkiye'nin güneydoğusunda bulunan Adana ili Şekil 1. de görüldüğü gibi hassas ve kırılgan bir bölgede bulunur. Özellikle Türkiye'deki yağış eksikliği nedeniyle kuraklık ve çölleşme, ani yağışlar nedeniyle sel gibi doğa olaylarından zarar görebilecek alanlardan biridir.

İKLİM PARAMETRELERİ

Araştırmada incelenen iklim parametrelerin tanımlarının açıklaması aşağıdaki gibidir.

Kuru termometre sıcaklığı, havanın termometre ile ölçülen doğrudan sıcaklığıdır. Genellikle bu sıcaklık, bir meteoroloji istasyonunda gölgede bulunan bir termometre ile ölçülür. Bu terim, ortamın ısı enerjisinin bir göstergesidir ve diğer sıcaklık ölçümleri için referans noktası olarak kullanılır.

Çiy noktası sıcaklığı, hava soğutulduğunda su buharının yoğuşmaya başlayacağı sıcaklıktır. Çiy noktası, havanın bağıl nemine bağlıdır ve hava doygun hale geldiğinde meydana gelir.

Çiy noktası depresyonu, kuru termometre sıcaklığı ile çiy noktası sıcaklığı arasındaki farktır. Bu değer, havanın ne kadar nemli veya kuru olduğunu gösterir.

İstasyon basıncı, belirli bir meteoroloji istasyonunda ölçülen atmosfer basıncıdır. Bu basınç, istasyonun deniz seviyesinden yüksekliği ve hava koşullarına bağlı olarak değişir.

Buhar basıncı, hava içindeki su buharının uyguladığı basınçtır. Bu değer, hava sıcaklığına ve hava içindeki su buharı miktarına bağlı olarak değişir (Willett vd., 2020).

Yaş termometre sıcaklığı, su ile ıslatılmış bir termometrenin buharlaşma yoluyla soğutulduğu sıcaklıktır. Psikrometre kullanılarak ölçülür ve hava neminin hesaplanmasında kullanılır.

Spesifik nem, havanın birim kütlesindeki su buharı miktarıdır. Genellikle gram su buharı/kg hava şeklinde ifade edilir (Willett vd., 2013).

Atmosferik hava basıncı, Dünya atmosferinin birim yüzeye uyguladığı kuvvettir. Deniz seviyesinde standart atmosferik basınç yaklaşık 1013.25 milibar veya 760 mmHg olarak kabul edilir. Bu basınç, hava yoğunluğu ve sıcaklığı ile yükseklik gibi faktörlere bağlı olarak değişir.

Nemli hava yoğunluğu, belirli bir hacimdeki nemli havanın kütlesidir. Bu değer, hem kuru havanın hem de su buharının yoğunluğunu içerir. Nemli hava yoğunluğu, hava sıcaklığı, basınç ve nem içeriğine bağlı olarak değişir.

Bu terimlerin anlaşılması, hava durumu tahminlerinin ve iklim analizlerinin doğru bir şekilde yapılabilmesi için kritik öneme sahiptir. Her bir terim, atmosferdeki farklı fiziksel özellikleri tanımlar ve meteorolojik gözlemlerle birlikte hava durumunu anlamak için kullanılır.

LİTERATÜR ARAŞTIRMASI

Bu çalışmanın konusuyla ilgili olarak daha önce yapılan araştırmalar aşağıda özetlenmiştir:

Yılmaz ve Çiçek (2016), Türkiye'nin topoğrafik özelliklerini ve ekosistem çeşitliliğini yansıtan, sayısal verilere dayalı bir harita ve veri tabanı oluşturmayı hedeflemişlerdir. Bu amaç doğrultusunda, Thornthwaite iklim sınıflandırması yöntemi kullanılmıştır. Araştırmada, ülke genelinde 805.000 noktaya ait aylık ortalama sıcaklık ve yağış verileri toplanarak bu veriler Thornthwaite yöntemiyle analiz edilmiştir. Analiz sonucunda elde edilen bulgular, 1 km² çözünürlükte dört farklı kategoride grid veri şeklinde sunulmuş ve bu verilerin bütünleştirilmesiyle kapsamlı bir iklim sınıfı haritası oluşturulmuştur.

Çalışma sonucunda, 8 farklı yağış etkinlik indisi, 8 sıcaklık etkisi sınıfı, 6 çeşit kuraklık ve nemlilik düzeyi ile 8 potansiyel buharlaşma sınıfı belirlendiği ve toplamda 233 birleşik iklim sınıfının tanımlandığı tespit edilmiştir.

Sırdaş (2002) ise, kuraklık analizine farklı bir bakış açısı kazandırarak, yağış verilerinin yanında sıcaklık ve bağıl nem verilerini de sürece dahil etmiş ve bu değişkenleri birlikte değerlendirerek üçlü değişken kuraklık grafikleri geliştirmiştir. Çalışmasında Türkiye'nin çeşitli bölgelerinde yer alan 60 meteoroloji istasyonuna ait 1930–1990 yılları arasındaki verilerden yararlanılmıştır. Ancak istasyonlara ait kesim düzeylerinin (0, -1, -1.5 ve -2) farklılık göstermesi, analiz sürecinde bazı sorunlara neden olmuştur. Bu kapsamda çeşitli eşik değerler esas alınarak kuraklık süresi, şiddeti ve genliği hesaplanmıştır.

Bu bağlamda, kuraklık analizleri yapılarak çeşitli eşik değerler için kuraklık süresi, şiddeti ve genliği hesaplanmıştır.

Akış (2002) tarafından yürütülen araştırmada ise Adana ilinin tarihi ve kültürel yapısı ile birlikte bölgenin jeolojik özellikleri, topoğrafyası ve iklimsel yapısı ayrıntılı biçimde incelenmiştir. Çalışmanın ilerleyen bölümlerinde Güneydoğu Anadolu Projesi'nin (GAP) Adana'nın sosyoekonomik yapısı üzerindeki olası etkileri ele alınmıştır.

Bu araştırma ise daha önce yapılan çalışmalardan farklı olarak, bölgenin sıcaklık eğilimlerini daha uzun zaman dilimlerine yayarak analiz etmeyi ve bu veriler ışığında iklimsel yapının detaylı biçimde incelenmesini amaçlamaktadır.

METOT

Bu çalışmada kullanılan parametreler ve formüller sırasıyla Tablo 1. de denklemlerin tanımı aşağıdaki tablodaki gibidir (Willett vd., 2014).

Grafiklerin elde edilmesi için MS Excel çalışma dosyasında elde edilen verinlerin aşağıdaki denklemler kullanılarak hesaplamalar yapılarak analiz yapılmaktadır.

Tablo 1. Nem değişkenlerini elde etmek için kullanılan denklemler

Çiy Noktası Depresyonu (ºC)	(1)
İstasyon Basıncı (hPa)	(2)
Buhar Basıncı (Tw > 0 ºC)	(3)
Yaş Termometre Sıcaklığı (ºC)	(4)
Spesifik Nem (g/kg)	(5)
Bağıl Nem (%)	(6)
Atmosferik Hava Basıncı (hPa)	(7)
Nemli Hava Yoğunluğu (kg/m^3)	(8)

$$ÇND = T - T_d \quad (1)$$

$$P_{mst} = P_{msl}\left(\frac{T}{T+0.0065Z}\right)^{5.625} \quad (2)$$

$$e = 6.1121 \cdot f_w \cdot \exp\left(\frac{\left(18.729-\left(\frac{T_d}{227.3}\right)\right)T_d}{257.87+T_d}\right) \quad (3)$$

$$T_w = \frac{aT+bT_d}{a+b} \quad (4)$$

$$a = 6.6 \times 10{-}5\ \text{Pmst} \quad (4)$$

$$b = \frac{409.8e}{(T_d+237.3)^2} \quad (4)$$

$$q = 1000\left(\frac{0.6222e}{P_{mst}-((1-0.622)e)}\right) \quad (5)$$

$$RH = 100\left(\frac{e}{e_s}\right) \quad (6)$$

$$P_{mst} = P_a + P_e \quad (7)$$

$$\rho = \frac{P_a}{R_aT} + \frac{P_e}{R_eT} \quad (8)$$

Adana ilinin 1970 ile 2024 yılları arasında bulunan aylık ortalama Kuru Termometre Sıcaklık ve Çiy Noktası Sıcaklık verileriyle yukarıda bulunan Tablo 1. de verilen parametreler ve formüller sayesinde bağıl nem değişkenlerinin hesaplanması MS Excel üzerinde yapılmaktadır.

Örnek olarak Adana ilinin 2023 yılında Aralık ayının uydu verilerinden elde edilen kuru termometre ve çiy noktası sıcaklığından hesaplanılan bağıl nem parametreleri aşağıdaki gibidir.

Yukarıda gösterilen Tablo 1. deki formüller ve parametreler sırasıyla hesaplanmakta ve aşağıda hesaplamalardan elde edilen bilgiler Tablo 2. de gösterildiği gibidir.

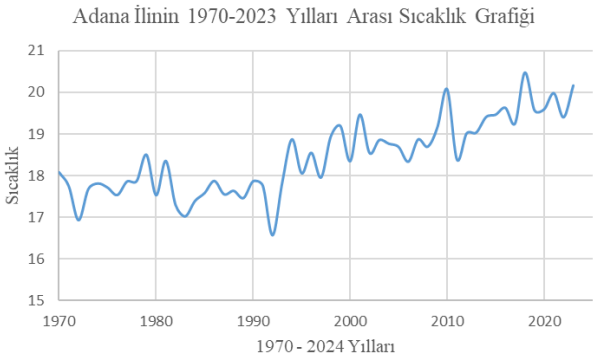
Tablo 2. Adana ilinin 2023 yılının Aralık ayı için hesaplanılan iklim parametreleri

Kuru Termometre Sıcaklığı	13,38 ºC
Çiy Noktası Sıcaklığı	6,56 ºC
Çiy Noktası Depresyonu	6,82 ºC
İstasyon Basıncı :	945,31 hPa
Buhar Basıncı	9,76 hPa
Yaş Termometre Sıcaklığı	9,84 ºC
Spesifik Nem	6,45 g/kg
Bağıl Nem	63,32 %
Kuru Hava Basıncı	935,55 hPa
Nemli Havanın Yoğunluğu	1,15 kg/m^3

Bu örnekte yapıldığı gibi 1970 ile 2023 yılları arasında toplamda 648 ayın ortalama kuru termometre ve çiy noktası sıcaklığı uydu verilerinden elde edilerek hesaplanmalar yapılmaktadır. MS Excel dosyasında oluşturulan denklemler sayesinde Adana ilinin aylık ortalama iklim parametreleri elde edilmektedir.

TARTIŞMA

Zaman serisi analizi, belirli bir zaman dilimi boyunca verilerin trendlerini ve dalgalanmalarını incelemeye olanak tanır. Sıcaklık değişimleri Şekil 1. de görüldüğü üzere son 20 yıl içinde Adanada ortalama sıcaklıkların belirgin şekilde arttığı gözlemlenmiştir. Bu artış, özellikle yaz aylarında daha belirgin olup, kuraklık riskini artırmaktadır.

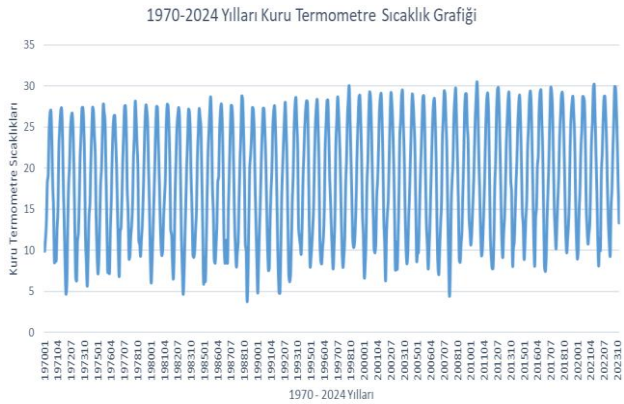


Şekil 1. Adana İlinin 1970-2024 Yılları Arası Sıcaklık Grafiği

Sıcaklıkların zaman içinde arttığını Şekil 1. de göstermektedir. Bu artış özellikle 1990'lı yıllardan sonra belirgin hale gelmiştir. 1970'ten 1990'a kadar olan dönem, dalgalı bir seyir izlese de nispeten sabit bir sıcaklık ortalamasına sahiptir. Şekil 1. de görüldüğü

üzere 1970 yılında ortalama sıcaklık 18 ^{o}C iken 1990 yılına kadar artan çizelge gözlenmekte olup 1990 yılından sonra sanayileşmeninde artmasıyla sera etkisiyle birlikte sıcaklığın belirgin artışı görülmektedir. 2000'li yıllardan sonra sıcaklıklarda belirgin bir artış gözlemlenmektedir. Bu, küresel ısınma ve iklim değişikliği etkilerinin Adana bölgesinde de kendini göstermeye başladığını işaret edebilir.

Uydu verilerinden toplanan bilgiler sayesinde Adana ilinin 1970 ile 2024 yılları arasında elde edilen aylık kuru termometre sıcaklık grafiği Şekil 2. de aşağıdaki gibidir.

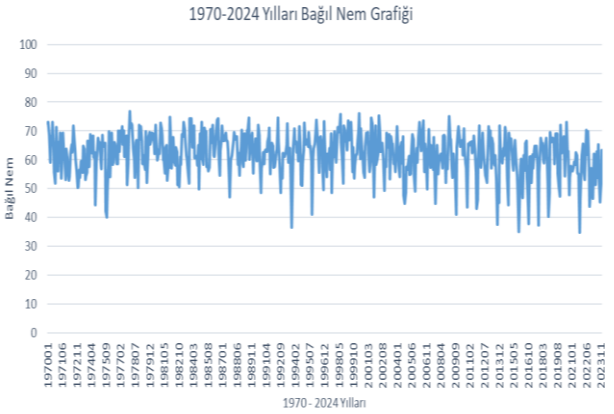


Şekil 2. Adana İlinin 1970-2024 Yılları Kuru Termometre Sıcaklık Grafiği

Her yıl için sıcaklık değerlerinin belirli bir aralıkta değiştiği Şekil 2. de gözlemlenmektedir. Genel olarak yıllık sıcaklık değişimlerinin sezonluk dalgalanmalar içerdiği görülmektedir. Her yıl içinde sıcaklık değerlerinin yüksek ve düşük olmak üzere belirgin dalgalanmalar gösterdiği açıkça görülmektedir. Bu durum, yıl içerisindeki mevsimsel değişimlerin bir yansımasıdır. Yaz aylarında sıcaklıklar yüksek değerlere ulaşırken, kış aylarında daha düşük değerlere düşmektedir.

1970'ten 2024'e kadar geçen sürede genel bir ısınma veya soğuma trendi gözlemlenmektedir. Yıllar içinde bazı ekstrem sıcaklık değerleri dikkati çekmektedir. Örneğin, bazı yıllarda sıcaklık 30°C'yi aşarken, bazı kış aylarında sıcaklık 5°C'ye yakın değerlere düşmektedir. Grafikteki verilerin oldukça yoğun olduğu ve her yıl için belirgin bir sıcaklık aralığı gösterdiği anlaşılmaktadır. Bu yoğunluk, her yılın mevsimsel sıcaklık değişimlerinin belirgin olduğunu ve yıllık sıcaklık döngüsünün düzenli bir şekilde tekrar ettiğini göstermektedir.

Bu grafik, Adana ilinin yıllık sıcaklık değişimlerinin mevsimsel olarak düzenli bir döngü izlediğini ve belirli bir sıcaklık aralığında dalgalandığını göstermektedir. Mevsimsel değişimlerin belirgin olması, Adana'nın karasal iklim özelliklerini yansıtmaktadır. Genel olarak, bu grafikten elde edilebilecek temel çıkarım, Adana'nın yıllık sıcaklık değişimlerinin mevsimsel döngülerle tutarlı olduğudur.
Adana iliyle ilgili iklim parametrelerinin belirli metotlar hesaplanması sonucunda elde edilen Şekil 3. bağıl nemin yılları göre değişim grafiğidir.



Şekil 3. Adana İlinin 1970-2024 Yılları Bağıl Nem Grafiği

Genel olarak yıllık bağıl nem oranlarında mevsimsel dalgalanmaları Şekil 3. de göstermektedir. Yıl içindeki belirgin zirveler ve dipler, mevsimsel değişikliklere işaret eder.

Bağıl nem değerleri genellikle %50 ila %75 arasında değişmektedir.Bazı aylarda ani düşüşler %40 civarına kadar gözlemlenmekte, bu durumlar genellikle ekstrem meteorolojik olaylara ya da ölçüm eksikliklerine işaret edebilir. Zaman içinde belirgin bir artış ya da azalış eğilimi gözlemlenmemektedir, yani bağıl nem oranı genel olarak dalgalı ama istikrarlı bir seyir izlemiştir.

1970 ile 1985 yılları bağıl nem değerleri %55 ile %70 arasında değişmektedir. Ara sıra ani düşüşler olsa da genel trend korunmuştur.

1986 ile 2000 yılları arası bağıl nemde daha fazla dalgalanma gözlenmektedir. Bağıl nem değerleri zaman zaman %45'in altına inmiştir. Bu dalgalanmalar mevsimsel değişimlerin daha keskin yaşandığını ya da kuraklık gibi etkilerin arttığını gösterebilir.

2001 ile 2015 yılları arasındaki dönemde de benzer bir dalgalanma eğilimi devam etmektedir. Genel ortalamalar yine %55-70 bandındadır. Ancak bazı dönemlerde ani düşüşler %40 seviyelerine kadar ulaşmaktadır.

2016 ile 2024 yıllarındaki özellikle 2020 sonrası yıllarda, verilerde dramatik düşüşler %35-40 gibi göze gibi değerler Adana'da artan kuraklık, şehirleşme, orman kaybı ya da iklim değişikliği etkilerine bağlanabilir.

SONUÇ

Adana ili uydu verilerinden elde edilen iklim parametreleri kuru termometre sıcaklığı ve çiylenme noktası sıcaklığı belirli metotlar sayesinde hesaplanılan bağıl nem değişkeni kullanılarak yapılan zaman serisi analizi yapılmaktadır. İklim terimlerinin analizi yapılması için bazı bağıl nem değişkenlerini belirli formüllerle hesaplanması yapılmaktadır. Bunlar sonucunda elde edilen iklim parametrelerinin analiz edilmesine yardımcı grafikler yapıldıktan sonra MS Excel ortamında bilgilerinin toplanmasıyla birlikte bazı bulgular ve sonuçlar elde edilmektedir.

Araştırmanın bulguları, Adana'da yıllık ortalama kuru termometre sıcaklıklarında belirgin bir artış olduğunu göstermektedir. 1970'lı yıllarda ortalama yıllık sıcaklıklar 17-19 °C arasında değişirken, 2020'li yıllarda bu değerlerin 20-22 °C'ye kadar yükseldiği tespit edilmiştir. Bu artış, küresel ısınmanın yerel düzeydeki etkilerinin somut bir göstergesidir. Çiy noktası sıcaklıklarındaki değişim ise daha karmaşıktır; genel olarak bir artış trendi gözlemlense de bu artış, kuru termometre sıcaklıklarındaki artış kadar belirgin değildir. Bu durum, bölgedeki bağıl nem oranlarında da yıllar içinde dalgalanmalar yaşandığını göstermektedir.

Analiz edilen veriler sonucunda son yıllarda Adana'nın aylık bağıl nem dağılımlarında bağıl nem miktarları artmaktadır. Geçmiş yıllara göre sıcaklıklar artış eğilimi göstermektedir. Adana'da aylık ortalama kuru termometre sıcaklıkları önemli ölçüde artmaktadır. Bu artış, küresel ısınmanın yerel düzeydeki etkilerini göstermektedir. Çiy noktası sıcaklıklarındaki değişim daha karmaşıktır; genel olarak bir artış trendi görülse de, kuru termometre sıcaklıklarındaki artış kadar belirgin bir artış yoktur. Genel olarak belirli değer aralıklarında olduğunu gözlenmektedir.Bu, bölgedeki bağıl nem oranlarının zaman içinde değiştiğini göstermektedir.

SEMBOLLER

T	Kuru Termometre Sıcaklığı
Td	Çiy Noktası Sıcaklığı
ÇND	Çiy Noktası Depresyonu
Pmst	İstasyon Basıncı
Pmsl	Ortalama Deniz Seviyesindeki Basıncı
Z	Yükseklik
es	Doymuş Buhar Basıncı
q	Spesifik Nem
RH	Bağıl Nem
ρ	Nemli Havanın Yoğunluğu
Pa	Kuru Hava Basıncı
Pe	Su Buharı Basıncı
Ra	Kuru Hava Gaz Sabiti
Re	Su Buharı Gaz Sabiti

TEŞEKKÜR

Araştırma konusunun belirlenmesi ve gerekli kaynaklara ulaşılması sürecindeki değerli katkılarından dolayı Prof. Dr. Mehmet BİLGİLİ'ye teşekkür ederim.

KAYNAKLAR

Akış A., 2002, GAP'ın Şanlıurfa İli Sosyo-Ekonomik Coğrafyasına Etkileri, Doktora Tezi, Selçuk Üniversitesi Sosyal Bilimler Enstitüsü, Ankara.

Kızılelma Y. ve Karabulut M., 2011, Adana İli'nde Kuraklık Analizi, I. Ulusal Akdeniz Orman ve Çevre Sempozyumu.

Sırdaş S., 2002, Meteorolojik Kuraklık Modellemesi ve Türkiye Uygulaması, Doktora Tezi, İstanbul Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul.

Willett K. M., Dunn R. J. H., Kennedy J. J. ve Berry D. I., 2020, Development of the HadISDH.marine Humidity Climate Monitoring Dataset, Earth Syst. Sci. Data.

Willett K. M., Dunn R. J. H., Thorne P. W., Bell S., De Podesta M. ve diğerleri, 2014, HadISDH Land Surface Multi Variable Humidity and Temperature Record for Climate Monitoring, Clim. Past.

Willett K. M., Williams C. N., Dunn R. J. H., Thorne P. W., Bell S., De Podesta M. ve diğerleri, 2013, HadISDH: An Updateable Land Surface Specific Humidity Product for Climate Monitoring, Clim. Past.

Yılmaz E. ve Çiçek İ., 2016, Türkiye Thornthwaite İklim Sınıflandırması, Journal of Human Sciences, 13(3), 3973-3994.

OPTIMIZING ENERGY CONSUMPTION IN PLASTIC RECYCLING:"A VARIABL SENSITIVE APPROACH USING MONTE CARLO SIMULATION AND HEAT MAP ANALYSIS"

Birnur BOZDOĞAN*, Adem ATMACA**
*Gaziantep University,Faculty of Engineering, Mechanical Engineering Department
27310 Şehitkamil, GAZİANTEP birnurozturkmen@hotmail.com
** Gaziantep University,Faculty of Engineering, Mechanical Engineering Department
27310 Şehitkamil, GAZİANTEP birnurozturkmen@hotmail.com

Özet:
Bu çalışma, PET, HDPE, LDPE ve PP türleri için plastik geri dönüşüm süreçlerinde Spesifik Enerji Tüketimi (SEC)'ni optimize etmeye yönelik veri odaklı bir simülasyon çerçevesi sunmaktadır. Monte Carlo Simülasyonu ve Isı Haritası Analizi kullanılarak geliştirilen metodoloji, Türkiye'nin Gaziantep ilindeki bir geri dönüşüm tesisinde doğrulanmıştır. Çerçeve, yüksek istatistiksel güvenilirlik sağlayan kapsamlı doğrulama önlemleri ile kritik geri dönüşüm aşamaları için SEC'i hassas bir şekilde tahmin edebilmektedir. Isı haritaları, özellikle sıcaklık ve nem gibi çevresel koşullara karşı SEC'in önemli derecede duyarlı olduğunu ortaya koymuş; ekstrüzyonun en fazla enerji tüketen aşama olduğunu göstermiştir. Bu yaklaşım; uyarlanabilir operasyonel stratejiler, sürdürülebilir uygulamaların geliştirilmesi ve Türkiye'nin döngüsel ekonomi hedefleri ile net sıfır karbon emisyonu vizyonuna uyum sağlama açısından önemli katkılar sunmaktadır.
Simülasyon sonuçları, PET için SEC'in 630 kWh/ton'a ulaştığını ve bu değerin 500 kWh/ton'unun yalnızca ekstrüzyon aşamasına ait olduğunu göstermiştir. Yüksek ortam sıcaklıklarında (35 °C) SEC %15'e kadar artarken, düşük sıcaklıklarda (–5 °C) %12'ye varan azalmalar gözlemlenmiş, bu da modelin çevresel koşullara duyarlılığını ve pratik optimizasyon potansiyelini doğrulamıştır. 10.000 yinelemeli Monte Carlo simülasyonları, gerçek fabrika verilerine kıyasla yalnızca %0–7 aralığında bağıl hatayla (R^2 = 0,998) sonuç üretmiş ve çerçevenin öngörü doğruluğunu kanıtlamıştır. Elde edilen bulgular, enerji yoğun işlemlerin daha serin dönemlerde planlanması ve adaptif soğutma kontrol sistemlerinin kullanılması yoluyla %15–20 oranında enerji tasarrufu sağlanabileceğini ve geri dönüştürülmüş plastik başına 0,06–0,09 kg CO_2 emisyonunun azaltılabileceğini göstermektedir.

Anahtar Kelimler: Enerji optimizasyonu, Plastik geri dönüşümü, Spesifik enerji tüketimi, Monte Carlo simülasyonu, Isı haritası analizi, Enerji verimliliği, Döngüsel ekonomi.

Abstract: This study presents a data-driven simulation framework to optimize Specific Energy Consumption (SEC) in plastic recycling processes for PET, HDPE, LDPE, and PP. Using Monte Carlo Simulation and Heat Map Analysis, the methodology was validated at a recycling facility located in Gaziantep, Türkiye. The framework accurately estimates SEC across critical recycling stages, supported by high statistical confidence through extensive validation measures. Heat maps reveal substantial SEC sensitivity to environmental conditions, particularly temperature and humidity, identifying extrusion as the most energy-intensive stage. The proposed approach enables significant energy savings through adaptive operational strategies, promoting sustainable practices and aligning with Türkiye's circular economy goals and net-zero ambitions.
Simulation results indicated that PET's SEC reached 630 kWh/ton, with extrusion alone accounting for 500 kWh/ton. At high ambient temperatures (35 °C), SEC increased by up to 15%, while colder conditions (–5 °C) allowed reductions of up to 12%, confirming the model's environmental sensitivity and optimization potential. Monte Carlo simulations with 10,000 iterations produced results with only 0–7% relative error compared to real factory data (R^2 = 0.998), validating the predictive accuracy of the framework. The findings suggest that scheduling energy-intensive operations during cooler periods and using adaptive cooling control systems could result in 15–20% energy savings, while simultaneously reducing CO_2 emissions by 0.06–0.09 kg per kg of recycled plastic.

Keywords: Energy optimization, Plastic recycling, Specific energy consumption, Monte Carlo simulation, Heat map analysis, Energy efficiency, Circular economy.

1.INTRODUCTION

Plastic waste remains one of the most persistent global environmental challenges, with substantial disparities in recycling rates and energy efficiency across countries. In Türkiye, annual plastic consumption has approached 9 million tons, driven by rapid urbanization and industrial growth. Yet, the national plastic recycling rate lags behind at approximately 12%, contrasting sharply with countries such as Germany (42%) and Switzerland (45%) (Wang et al., 2020; Zhang et al., 2019).

Compounding this issue is the high energy demand observed in Türkiye's recycling infrastructure particularly for polyethylene terephthalate (PET) where Specific Energy Consumption (SEC) values can reach 630 kWh/ton, far exceeding the European benchmark of 350 kWh/ton. These figures underscore the urgent need for data-driven strategies to improve both energy efficiency and environmental performance in the country's recycling sector.

Plastic recycling technologies vary widely in terms of material recovery efficiency and energy requirements. Mechanical recycling, the most widely used method, involves shredding, washing, drying, and extrusion. Although cost-effective, it is highly energy-intensive especially during the extrusion phase. Alternative techniques such as chemical, thermal, or biological recycling offer environmental benefits, yet remain limited due to technical, economic, or scalability barriers (Hopewell et al., 2009; Ragaert et al., 2017; Astrup et al., 2009; Tokiwa et al., 2009).

Countries with successful recycling models emphasize the synergy between advanced technology and effective regulatory frameworks. Germany, for example, combines its "Green Dot" producer responsibility system with automated sorting technologies, while Switzerland couples high recycling rates with energy recovery to minimize landfill dependency (Singh et al., 2021; Ahmed et al., 2022). These cases illustrate how aligning innovation, policy, and sustainability goals can drive systemic efficiency.

In contrast, Türkiye's recycling infrastructure is challenged by the absence of real-time energy monitoring systems, a lack of material-specific SEC benchmarks, and minimal use of computational modeling to guide process optimization. Moreover, core principles of the circular economy—such as resource efficiency, energy conservation, and waste minimization are not yet fully embedded in industrial practices. Overcoming these barriers is essential for aligning Türkiye's recycling sector with its 2053 Net-Zero commitment and EU-aligned waste management directives.

To address these gaps, this study proposes a simulation-based framework combining Monte Carlo Simulation and Heat Map Analysis to model and optimize SEC across mechanical recycling processes for four key polymers: PET, HDPE, LDPE, and PP. While prior studies have applied simulation tools to energy modeling, most have neglected dynamic environmental variables or focused narrowly on PET. This research contributes a novel, data-enriched approach by integrating real-world environmental conditions such as ambient temperature and relative humidity into predictive modeling, enabling process-specific insights into energy performance.

We hypothesize that incorporating environmental parameters into SEC simulations will enhance predictive accuracy and facilitate the identification of energy-intensive process stages. Furthermore, Heat Map Analysis adds a visual diagnostic layer to reveal operational inefficiencies under various climatic conditions. By applying this integrated framework to a functional recycling facility in Gaziantep, Türkiye, the study aims to propose actionable strategies for energy efficiency, climate resilience, and circular economy advancement.

2. Literature Review

Plastic recycling has attracted increasing attention due to the dual imperative of reducing waste and improving energy efficiency. While previous studies have explored process improvements and environmental benefits, there remains a notable gap in stage-specific energy modeling, especially under dynamic environmental conditions.

Research by Li et al. (2018) and Kumar et al. (2020) emphasizes that process control such as adjusting extrusion temperature or adopting infrared heating can reduce energy use by 5–20%. Comparative analyses also reveal that countries with advanced infrastructure, like Germany and Switzerland, maintain SEC levels around 350 kWh/ton through automation and energy recovery, whereas Türkiye's SEC can reach 630 kWh/ton (Wang et al., 2020; Schweitzer et al., 2021).

In Türkiye, inefficient equipment, outdated extrusion systems, and the lack of real-time monitoring continue to hinder energy performance (Demir et al., 2020). Recent literature (Bashir et al., 2023; Nguyen et al., 2023) underscores the value of Monte Carlo simulation and Heat Map Analysis for capturing environmental variability and enhancing energy prediction models, yet such methods remain underutilized in practical settings.

This study addresses that gap by applying a simulation-based approach to four major polymers (PET, HDPE, LDPE, PP), using real factory data from Gaziantep. It contributes to the field by:

- Identifying stage-specific energy hotspots,
- Quantifying SEC under varying conditions,
- Proposing actionable strategies for 15–20% energy savings.

Thus, the proposed framework not only advances energy modeling in recycling but also supports data-driven transitions toward sustainable, circular operations especially in emerging economies like Türkiye.

3.Methodology

This study investigates Specific Energy Consumption (SEC) across different plastic recycling stages for PET, HDPE, LDPE, and PP. The research was conducted in a

recycling facility selected for its high daily processing capacity (~15 tons) and relevance in national waste infrastructure. The site provided a practical setting for evaluating energy consumption patterns and testing optimization strategies.

A simulation-based comparative framework was adopted, integrating operational data with Monte Carlo–based uncertainty modeling and environmental sensitivity analysis, implemented using MATLAB. The framework combines quantitative and qualitative methods for a comprehensive assessment of energy dynamics in mechanical recycling.

The methodology consists of five main layers:

1. Empirical Data Acquisition
2. Deterministic SEC Characterization
3. Stochastic Modeling via Monte Carlo Simulation
4. Environmental Sensitivity Mapping through Heat Maps
5. Model Validation and Deviation Analysis

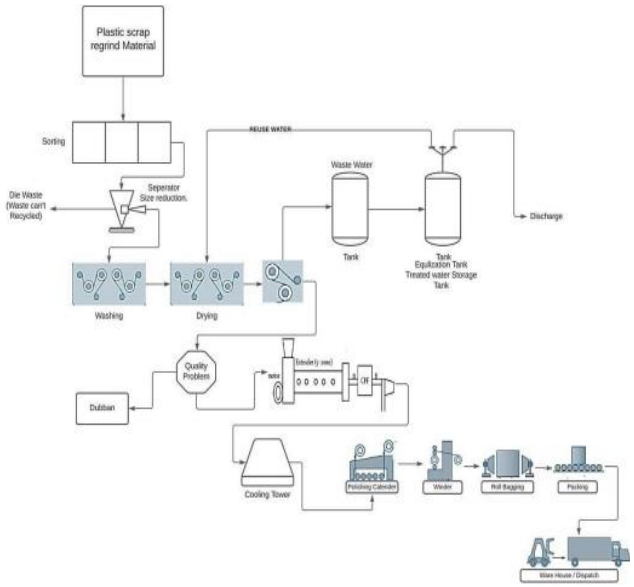


Figure 1. Plastic Recyling Flow Diagram.

3.1. Empirical Data Acquisition and Facility Characterization

Operational data were collected over a a 12-month period, including SEC (kWh/ton), ambient temperature (°C), and relative humidity (%). The data were categorized by polymer type and recycling stage to enable process-level analysis. These inputs formed the foundation for both deterministic calculations and probabilistic simulations.

3.2. Deterministic Modeling of Baseline SEC

Stage-wise SEC values were first established using deterministic calculations under standard operational settings. For each polymer p and process stage s , SEC was computed as:

$$SEC\ p,s = \frac{E\ p,s}{M\ p,s}\ \text{[kWh/ton]} \quad (1)$$

where:

- E p,s = Measured energy consumption for polymer p at stage s (kilowatt-hours, kWh)
- M p,s= Mass throughout (tons) polymer p at stages s (tons)

Mass throughput refers to the quantity of material processed at each recycling stage. Minor material losses during operations (estimated at less than 3%) were considered negligible and were therefore not corrected in the SEC calculations.

The total deterministic SEC for each polymer type was determined by summing the stage-specific SEC values across all recycling phases:

$$SEC\text{p}\ total\ = \sum_{s=1}^{n} SEC\text{p, s} \quad (2)$$

where:

- n=4, corresponding to the four primary stages: sorting, shredding, washing, and extrusion.

The SEC values calculated in this manner provide a baseline against which stochastic simulation results were compared. Energy consumption and throughput measurements were synchronized with stage-specific process data to ensure the accuracy and consistency of SEC estimations.

All calculated SEC values are expressed in units of kilowatt-hours per ton of recycled material, ensuring standardization for comparative analysis across different polymer types and operating conditions.

3.3. Simulation-Based Modeling of SEC Variability

To investigate the influence of environmental fluctuations and operational variability on SEC, two distinct simulation methods were employed: Monte Carlo simulation and heat map-based sensitivity analysis. Both methods were implemented using MATLAB to ensure precision, reproducibility, and effective visualization.

Monte Carlo Simulation

- RH ~ U(30, 70) r: relative humidity (%),
- C ~ U(0.1, 0.5):contamination level of feedstock,
- $Text{\sim}\mathcal{N}(250{,}10$: extrusion temperature (mean = 250°C; SD = 10°C),
- $\varepsilon{\sim}\mathcal{N}(0,\sigma)$ residual process noise.

Simulations were run for 10,000 iterations per polymer, yielding probability distributions of SEC values under diverse environmental scenarios. This stochastic modeling approach enabled the quantification of uncertainty, estimation of confidence intervals, and identification of deviation bands relative to baseline SEC values.

Heat Map Analysis

Heat map simulations were conducted to visualize the environmental sensitivity of SEC. SEC values were ~computed across a matrix of ambient temperature (from −5°C to +35°C) and relative humidity (from 20% to 80%), and plotted as two-dimensional contour maps. These maps revealed environmental thresholds beyond which energy consumption increased nonlinearly, particularly during extrusion. The visual format facilitated intuitive identification of operational windows for energy-efficient recycling.

3.4. Model Validation and Assessment

To evaluate the predictive accuracy of the simulation framework, simulated Specific Energy Consumption (SEC) values were compared against real-world measurements obtained from the recycling facility. Three statistical error metrics were employed: Mean Absolute Error (MAE), Root Mean Square Error (RMSE), and Relative Deviation (δ):

- **Mean Absolute Error (MAE):**

  MAE quantifies the average magnitude of absolute differences between simulated and observed SEC values:

$$\text{MAE}= \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N} +|SEC_{\text{sim}^{(i)}} - SEC_{\text{obs}}| \quad (4)$$

- **Root Square Error (RMSE):**

  RMSE measures the square root of the mean of the squared differences, placing greater emphasis on larger errors:

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{N}} \sum_{i=1}^{N} (SEC_{\text{sim}^{(i)}} - SEC_{\text{obs}})^2 \quad (5)$$

- **Relative Deviation Error (δ):**

  The relative deviation expresses the percentage difference between the mean simulated SEC and the observed SEC:

$$\delta= \frac{4|SEC\text{min,mean} - SEC\text{obs}|}{SEC\text{obs}} \times 100 \quad (6)$$

A 95% confidence interval was constructed, and percentile-based outlier analysis was performed to ensure the statistical validity and internal consistency of the simulation results.

The final validation indicated that simulation outcomes deviated by only 0–7% across all evaluated materials (PET, HDPE, LDPE, and PP). This deviation falls well within the generally accepted threshold of 10% for high predictive accuracy in industrial energy modeling, confirming the strong performance and reliability of the developed simulation framework.

Simulated results were benchmarked against measured factory data to evaluate model fidelity. Statistical performance was quantified using:

- Mean Absolute Error (MAE),
- Root Mean Squared Error (RMSE),
- Coefficient of Determination (R^2).

The Monte Carlo simulations exhibited strong alignment with real-world data, with deviations ranging between 0% and 7%. The final model achieved an R^2 of 0.998, MAE of 4.2 kWh/ton, and RMSE of 5.0 kWh/ton, validating the accuracy of the simulation framework.

While environmental parameters were comprehensively incorporated, factors such as equipment age, maintenance cycles, and operator variability were excluded due to data limitations. These elements may influence SEC and should be considered in future research to further enhance model completeness.

This dual simulation methodology offers a effective and scalable framework for understanding energy consumption dynamics in plastic recycling. The findings enable data-driven process improvements and the development of adaptive operational strategies with the potential to achieve 15–20% energy savings. The extrusion process, identified as the most energy-intensive and environmentally sensitive stage, emerges as the primary target for optimization in energy management initiatives.

4.Results and Discussion

The results of the Specific Energy Consumption (SEC) analysis using the Monte Carlo simulation model, developed with MATLAB and based on real data from a local plastic recycling facility, are presented in this section. The model's accuracy was validated by comparing the simulated SEC values with actual factory measurements.

4.1 Analysis of Real Specific Energy Consumption (SEC) Values from Factory Measurements

Table 1. Analysis of Real Specific Energy Consumption

Stage (kWh/ton)	PET	HDPE	LDPE	PP
Sorting	30	25	20	20
Shredding	50	45	35	35
Washing	50	50	40	45
Extrusion	500	300	215	220
Total	630	420	310	320

The following table summarizes the energy consumption per ton of plastic at each stage of the recycling process. These values were derived from real operational data

collected through energy meters installed at key recycling stages The energy values are measured in kilowatt-hours (kWh) per ton of plastic processed and provide a clear picture of the energy demands for PET, HDPE, LDPE, and PP across the different stages: sorting,shredding, washing, extrusion.

The data reveals that the extrusion stage is the most energy intensive phase across all plastic types, particularly for PET, where extrusion alone accounts for 500 kWh/ton, representing approximately 80% of its total SEC. Similarly, HDPE's total SEC of 420 kWh/ton is heavily influenced by the extrusion phase (300 kWh/ton) and shredding processes. In contrast, LDPE and PP exhibit relatively lower SEC values, with energy demand more evenly distributed across recycling stages. These findings underscore the critical role of the extrusion stage in driving total energy consumption, emphasizing the need for targeted optimization strategies to improve energy efficiency in recycling processes.

4.2 Monte Carlo Simulation Results

The Monte Carlo simulation results provided valuable insights into the variability of Specific Energy Consumption (SEC) in plastic recycling processes under fluctuating environmental conditions. By simulating 10,000 iterations, the model effectively captured the influence of seasonal temperature variations, contamination levels, and process uncertainties on energy consumption. The simulation outcomes were compared with real factory data to assess model accuracy and reliability.

For PET, the Monte Carlo simulation yielded SEC values predominantly ranging between 610–650 kWh/ton, closely aligning with the factory-measured value of 630 kWh/ton. This demonstrates the model's accuracy in predicting real-world energy consumption patterns. The observed variation is attributed to the increased cooling demand during higher ambient temperatures, consistent with factory observations, where cooling systems (e.g., chillers) are more active in summer conditions (~35°C).

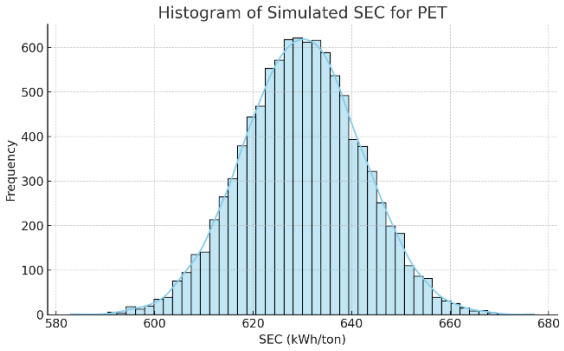
Similarly, for HDPE, simulated SEC values were found to fluctuate between 410–430 kWh/ton. This range reflects the impact of variations in shredding and extrusion energy demand under different contamination scenarios.

For LDPE displayed a narrow and symmetric SEC distribution centered around 310 kWh/ton, with low variance (±8). The histogram confirms that LDPE is comparatively stable in its energy performance, potentially due to lower processing temperatures or less energy-intensive mechanical characteristics during extrusion.

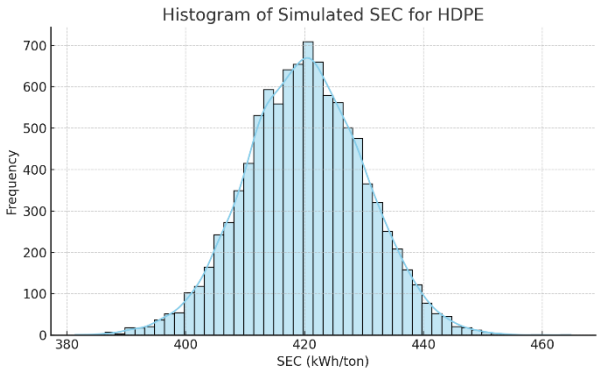
For PP, the histogram centered at 320 kWh/ton revealed moderate spread with a slight tail toward higher SEC values. The standard deviation was ±9. Results suggest that PP may be more affected by combined high-temperature and humidity conditions, pointing to a need for tighter environmental controls during operation.

The simulation outcomes confirmed that ambient temperature fluctuations significantly influence SEC values. For example, simulations conducted for extreme winter conditions (-5°C) predicted SEC reductions of 5-10% while simulations for peak summer conditions (35°C) indicated SEC increases of 10-15% due to elevating cooling system demand. The results are in line with findings from Astrup et al. (2018) and Hopewell et al. (2009), which emphasize the significant impact of ambient temperature on industrial energy efficiency. These findings highlight the importance of dynamic energy management strategies, such as adjusting process schedules and optimizing cooling system operations, to mitigate the adverse effects of seasonal variations on energy consumption.

Overall, the Monte Carlo simulation effectively modeled real-world energy consumption patterns, demonstrating its reliability as a predictive tool for assessing SEC in plastic recycling processes. The results reinforce the extrusion stage as the dominant contributor to total SEC and emphasize the potential for energy savings through improved thermal management strategies and targeted process optimization.



(a)



(b)

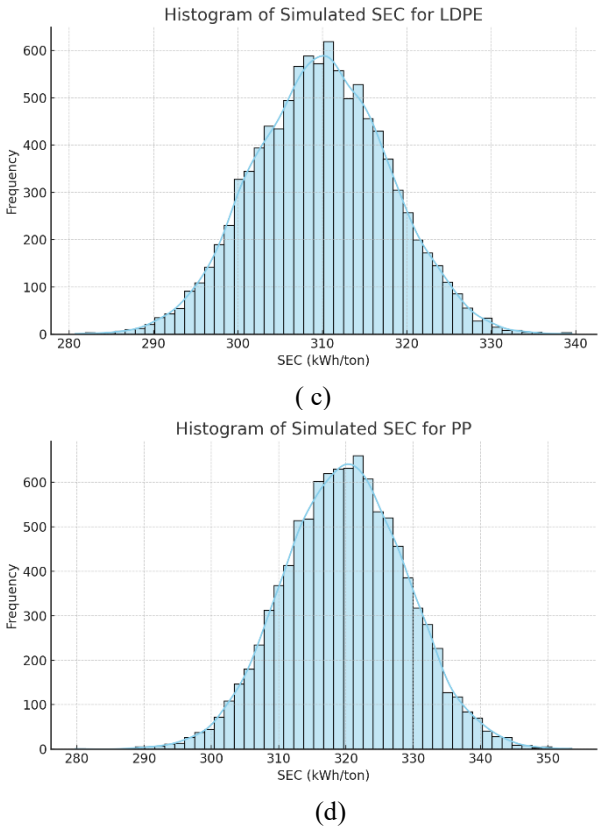


Figure 2. Monte Carlo Simulation Results: Histogram of Simulated Plastic

The comparative histogram analysis highlights the varying degrees of environmental sensitivity among different polymer types. PET and PP demonstrated greater dispersion in SEC under simulated uncertainty, whereas LDPE showed the most consistent energy performance. The results reinforce the critical role of temperature and humidity control, especially in the extrusion stage, to minimize operational energy deviations and improve predictability.

These findings not only validate the accuracy of the Monte Carlo simulation outputs but also provide operational insight into targeted energy efficiency measures for each polymer type.

4.3. Heat Map-Based Sensitivity Analysis

To complement the histogram based evaluation, heat map visualizations were employed to explore the two-dimensional sensitivity of SEC to environmental parameters specifically ambient temperature and relative humidity. Each heat map was constructed using matrix outputs from the simulation model, with SEC values computed for temperature values ranging from −5°C to +35°C and relative humidity levels between 20% and 80%.

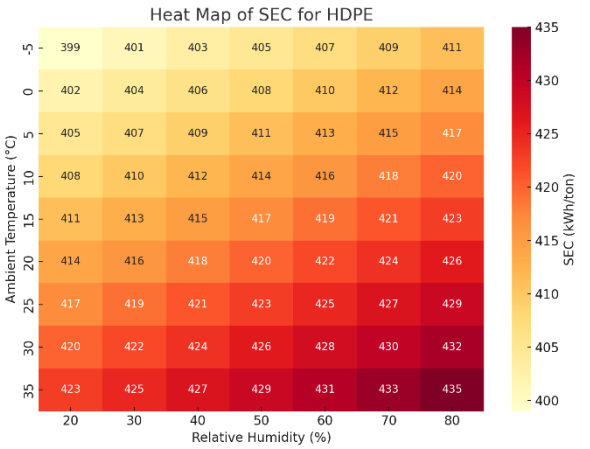


Figure 3. Heat map of SEC for HDPE polymer

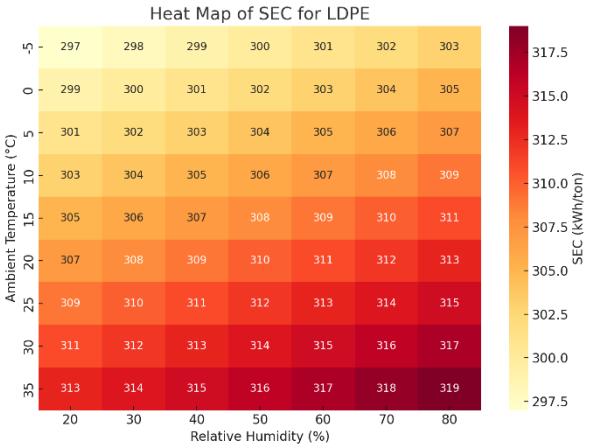


Figure 4. Heat map of SEC for LDPE polymer

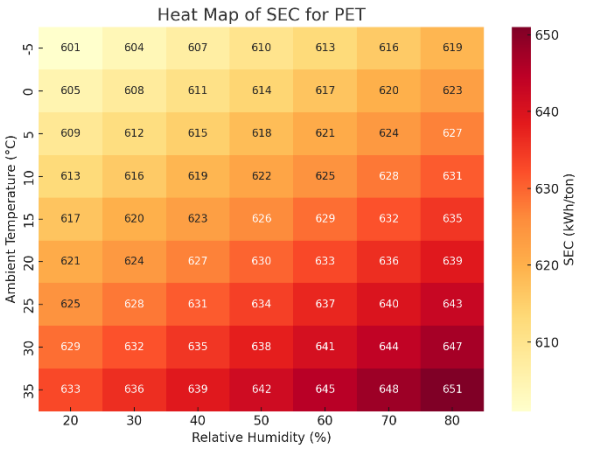


Figure 5. Heat map of SEC for PET polymer

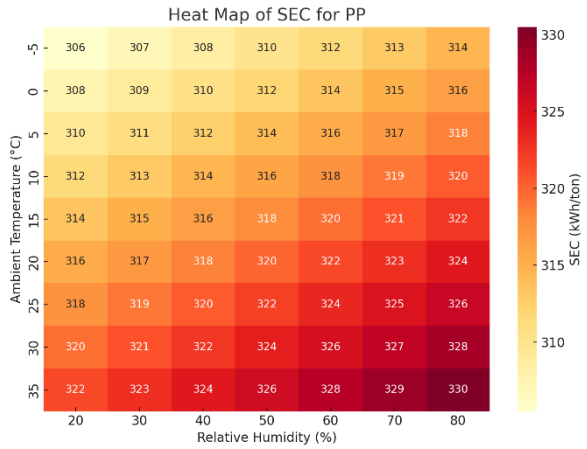


Figure 6. Heat map of SEC for PP polymer

The heat map for PET shows a sharp increase in SEC under elevated ambient temperatures (≥30 °C) and high relative humidity (≥70%). The top-right region of the matrix highlights the combined effect of these conditions, with extrusion emerging as the most affected stage due to its thermal sensitivity. PET demonstrates the highest environmental responsiveness among all polymers analyzed.

HDPE displays a more gradual SEC increase. Although less steep than PET, a noticeable gradient appears beyond 25 °C and 60% RH, indicating moderate sensitivity. While HDPE is more thermally stable, ambient control measures such as ventilation or dehumidification remain beneficial, particularly during extrusion and washing.

LDPE exhibits a consistently flat SEC profile across all environmental conditions, showing minimal fluctuation even under extremes. This indicates high resilience to temperature and humidity, making LDPE suitable for facilities with limited environmental control.

Polypropylene shows a moderate SEC rise under combined high temperature and humidity, especially in the upper-right zone of the heat map. Although less sensitive than PET, PP still benefits from adaptive process strategies, such as localized cooling or scheduled operations, to optimize energy efficiency.

This comparative analysis reveals that environmental sensitivity in plastic recycling is both polymer-specific and process-dependent. PET and PP are more reactive under hot and humid conditions, while LDPE remains the most stable. These observations align with histogram results and emphasize the importance of tailored environmental management strategies.

The heat maps not only support academic insights but also offer actionable guidance for industry, enabling proactive control of environmental variables to minimize energy waste and ensure process stability.

4.4. Heat Map-Based Sensitivity Analysis
Carbon Emissions Implication of Energy Efficiency in Plastic Recycling

Specific Energy Consumption (SEC) not only reflects the operational energy demand of plastic recycling processes but also serves as a critical indicator of their associated greenhouse gas (GHG) emissions. In countries such as Türkiye, where electricity generation is still predominantly reliant on fossil fuels, SEC has a near-linear relationship with CO_2 emissions. To quantitatively assess this environmental impact, a carbon intensity coefficient derived from the International Energy Agency (IEA, 2023) was applied:

$$\text{Emission Factor} = 0.426 \text{ kg } CO_2/\text{kWh} \quad (7)$$

Given this emission factor, the estimated carbon footprint for each polymer was calculated by multiplying its average SEC by the emission coefficient:

$$CO_2 \text{ Emissions} = \text{SEC} \times 0.426 \quad (8)$$

The average SEC values were obtained from Monte Carlo simulations and validated against empirical measurements. The resulting emission estimates are summarized in Table 2.

Table 2. Resulting of CO_2 Emmisons

Polymer	**Average SEC (kWh/ton)**	**CO_2 Emissions (kg/ton)**	**Calculation**
PET	630	268.38	630 × 0.426 = **268.38**
HDPE	420	178.92	420 × 0.426 = **178.92**
LDPE	310	132.06	310 × 0.426 = **132.06**
PP	320	136.32	320 × 0.426 = **136.32**

These results confirm that PET possesses the highest carbon intensity per ton of recycled material due to its comparatively higher energy demands. Conversely, LDPE and PP exhibit lower CO_2 emissions, aligning with their more stable and efficient energy consumption profiles.

This analysis demonstrates that reductions in SEC yield direct and quantifiable benefits in terms of carbon emissions. For example, a 10% reduction in SEC for PET from 630 to 567 kWh/ton would reduce emissions from 268.38 to 241.54 kg CO_2/ton. Such improvements contribute directly to broader decarbonization efforts, including:

- Türkiye's 2053 Net-Zero Emissions Commitment
- The EU Green Deal
- Carbon Border Adjustment Mechanism (CBAM) compliance

Therefore, enhancing energy efficiency is not only a matter of reducing operational costs but also a vital component of achieving long-term climate goals. When combined with heat map diagnostics and Monte Carlo modeling, this CO_2 analysis provides a multi-dimensional sustainability assessment framework that is both quantitative and actionable.

5.Conclusion

This study presents a data driven, simulation based framework to evaluate and optimize Specific Energy Consumption (SEC) in plastic recycling processes under dynamic environmental conditions. By integrating empirical factory data with advanced computational techniquesnamely Monte Carlo Simulation and Heat Map Analysis this research provides a comprehensive understanding of how ambient temperature and relative humidity affect energy demand across key recycling stages.

Among the evaluated process steps, extrusion was identified as the most energy intensive and environmentally sensitive operation, particularly for PET, which exhibited SEC values up to 630 kWh/ton. The Monte Carlo simulation, implemented in MATLAB with 10,000 iterations, effectively captured stochastic variations in energy use, achieving high predictive accuracy with deviation margins limited to 0–7% when benchmarked against real-world measurements. Heat Map Analysis visually reinforced the environmental dependencies of SEC, showing that elevated temperatures (+35°C) increase energy demand by 10–15%, while colder ambient conditions (−5°C) can yield savings of 5–10%. High relative humidity levels (70–80%) contributed to an additional 2–3% increase in SEC, highlighting the importance of both thermal and moisture control.

Operational strategies such as shifting energy-intensive operations to cooler periods, improving chiller system performance, and integrating real-time automation can collectively deliver up to 15–20% energy savings. These findings offer recycling facility managers not only technical recommendations but also a scalable roadmap for sustainable energy management.

From a methodological standpoint, this study introduces a novel simulation architecture that accounts for environmental dynamics an area often overlooked in conventional industrial energy modeling. By incorporating temperature and humidity into predictive algorithms, and by visualizing energy hotspots through heat maps, this research bridges the gap between theoretical modeling and practical application. The ability to localize process inefficiencies enables targeted retrofitting and control interventions, particularly in extrusion systems where environmental sensitivity is most pronounced.

What distinguishes this work from prior studies is its context sensitive simulation approach, tailored to the operational realities of plastic recycling in Türkiye a country navigating infrastructural limitations and ambitious climate targets. Unlike traditional static models, the proposed framework reflects dynamic process environment interactions, enhancing both its diagnostic power and policy relevance.

Moreover, the implications of SEC optimization extend beyond technical energy efficiency. As demonstrated through emission factor analysis, reductions in SEC translate directly into lifecycle carbon emission savings, with PET yielding up to 268 kg CO_2 per ton. These reductions support alignment with Türkiye's 2053 Net-Zero Emissions Strategy and the European Union's Circular Economy Action Plan. Lower SEC thresholds also enhance the economic viability of previously non-recyclable, low-grade plastic streams thereby expanding the boundary of material circularity.

In this regard, SEC optimization emerges as a dual impact lever: advancing both environmental sustainability and operational resilience in the plastic recycling sector. By repositioning energy management as a strategic enabler of circularity and decarbonization, this study lays the groundwork for the next generation of smart, adaptive, and climate-aligned recycling infrastructures.

Future research should explore the integration of real-time IoT-based sensor networks with adaptive control systems to enable autonomous energy optimization. Additionally, extending this methodology to cover multi-plant networks, additional polymer types, and seasonal variations will improve generalizability. Economic feasibility studies including lifecycle cost benefit analyses are also essential to inform investment strategies. Ultimately, the development of digital twin models that integrate energy, emissions, and material flow metrics will be key to driving smart, sustainable transformation in the circular economy landscape.

SYMBOLS

δ	Relative deviation (%) between simulated and measured SEC values
$E_{p,s}$	Energy consumption for polymer p at recycling stage s (kWh)
$M_{p,s}$	Mass throughput of polymer p at stage s (tons)
MAE	Mean Absolute Error
R^2	Coefficient of determination
RH	Relative Humidity (%)
RMSE	Root Mean Square Error
SEC	Specific Energy Consumption (kWh/ton)
T_{amb}	Ambient temperature (°C)
T_{ext}	Extrusion temperature (°C)
ϵ	Residual process noise

REFERENCES

Ahmed S., Bashir M.K., Nguyen T., 2022. Waste-to-energy integration in plastic recycling systems, Resources, Conservation and Recycling, 178, 106032.

Astrup T.F., Tonini D., Turconi R., 2019. Life cycle assessment of thermal waste-to-energy technologies, Critical Reviews in Environmental Science and Technology, 49, 932–968.

Bashir M., Nguyen H., Chen S., 2023. Machine learning-enhanced Monte Carlo simulation for industrial energy prediction, Energy Conversion and Management, 277, 116634.

Chen S., Bashir M., Lopez G., 2021. Heat map analysis for industrial energy diagnostics, Energy and Buildings, 231, 110601.

Çetin M.R., 2024. Türkiye'de döngüsel ekonomi politikaları, Ankara: T.C. Çevre, Şehircilik ve İklim Değişikliği Bakanlığı Yayını.

Demir T., Yılmaz A., Öztürk B., 2020. Structural challenges in Turkey's PET recycling facilities, Journal of Material Cycles and Waste Management, 22, 189–201.

European Commission, 2020. Circular Economy Action Plan (COM(2020) 98 final), Brussels.

Hopewell J., Dvorak R., Kosior E., 2009. Plastics recycling: Challenges and opportunities, Philosophical Transactions of the Royal Society B, 364, 2115–2126.

International Energy Agency (IEA), 2023. CO_2 emissions factors 2023.

Kumar R., Singh P., Martinez A., 2020. Infrared heating for energy-efficient plastic extrusion, Applied Thermal Engineering, 170, 114992.

Li X., Zhang H., Chen Q., 2018. Energy optimization in PET extrusion via temperature control, Energy, 158, 1120–1130.

Martinez A., Singh P., Chen Q., 2024. Linking SEC reductions to carbon footprint in plastic recycling, Journal of Industrial Ecology, 28(1), 45–58.

Nguyen H., Chen S., Pereira L., 2023. Impact of ambient conditions on energy demand in recycling plants, Sustainable Production and Consumption, 35, 591–602.

Pereira L., Kumar R., Astrup T., 2019. Monte Carlo methods for SEC prediction in data-limited contexts, Computers & Chemical Engineering, 123, 1–12.

Ragaert G., Delva L., Van Geem K., 2017. Mechanical and chemical recycling of solid plastic waste, Waste Management, 69, 24–58.

Singh N., Hui D., Singh R., 2021. Recycling of plastic solid waste, Composites Part B: Engineering, 115, 409–422.

TÜBİTAK MAM, 2024. Türkiye geri dönüşüm sektörü raporu, Kocaeli: TÜBİTAK Marmara Araştırma Merkezi.

TÜİK, 2023. Türkiye plastik atık istatistikleri 2023. https://data.tuik.gov.tr

Wang Y., Zhang H., Chen Q., 2020. Comparative analysis of plastic recycling efficiency in European nations, Journal of Cleaner Production, 256, 120–135.

Zhang J., Smith R., Lee K., 2019. Infrared sorting in plastic recycling, Waste Management & Research, 37(10), 1025–1034.

WAYS TO REDUCE WASTE WATER IN BUILDINGS

Sena Özlem ARICA*
* Çevre, Şehircilik ve İklim Değişikliği Bakanlığı, Mesleki Hizmetler Genel Müdürlüğü, ANKARA
senaarica@gmail.com

Abstract: Reducing the water consumption in buildings is possible with building layout, building groups, planning of buildings, building function, use of plumbing and fixtures and innovative wastewater technologies. Rainwater turning into floods and wasting potential water resources or it isimportant in terms of contrrubuting to underground water resources by infiltrating rainwater into the soil and lower layers. With the concept of green building; rainwater in buildings provides protection and shading against rain, regulates indoor temperature and provides thermal insulation. Different water consumption rates occur in buildings with different functions, depending on the number of users and the time of day they are used. Water supply method to the building affects water consumption amounts. With innovative wastewater technologies, it is possible to purify and recycle the water used in buildings with various treatment methods and reuse it in different areas of use, thereby reducing water consumption.

Keywords: Gray Water, Innovative Waste Water Technology, Building Factors, Reducing Water Consumption in Buildings with Different Functions

BİNALARDA ATIK SUYU AZALTMANIN YOLLARI

Özet: Binalarda su tüketimini azaltmak, bina yerleşimi, bina grupları, binaların planlanması, bina fonksiyonu, tesisat ve armatür kullanımı ve yenilikçi atık su teknolojileri ile mümkündür. Yağmur sularının sele dönüşerek potansiyel su kaynaklarını israf etmesi veya toprağa ve alt katmanlara sızarak yeraltı su kaynaklarına katkıda bulunması açısından önemlidir. Yeşil bina kavramı ile; binalarda yağmur suyu, yağmura karşı koruma ve gölgeleme sağlar, iç mekan sıcaklığını düzenler ve ısı yalıtımı sağlar. Farklı fonksiyonlara sahip binalarda, kullanıcı sayısına ve kullanım saatine bağlı olarak farklı su tüketim oranları oluşur. Binaya su sağlama yöntemi, su tüketim miktarlarını etkiler. Yenilikçi atık su teknolojileri ile binalarda kullanılan suyun çeşitli arıtma yöntemleri ile arıtılıp geri dönüştürülmesi ve farklı kullanım alanlarında tekrar kullanılması, böylece su tüketiminin azaltılması mümkündür.

Anahtar Kelimeler: Gri Su, Yenilikçi Atık Su Teknolojisi, Bina Faktörleri, Farklı Fonksiyonlara Sahip Binalarda Su Tüketiminin Azaltılması

INTRODUCTION

Factors affecting water consumption in buildings can be discussed under the headings of location of the building, building groups, settlement and landscaping, volume organization, building envelope and function of the building.

Building Factors Affecting Water Consumption

1. Location of the Building

In addition to the characteristics such as soil structure, slope and vegetation of the land chosen for the location of the building, the location of the building depends on the water reserve. The distance to the building and the sewerage system here the building is located also affect the amount of water consumption. Whether or not it has the ability to leak rainwater which depends on the structure and structure of the soil of the land.

Rainwater turning into floods and wasting potential water resources or it is important in terms of contributing to underground water resources by infiltrating rainwater into the soil and lower layers. Soils with high porosity and rich in organic matter have infiltration capacity. Infiltration continues until it becomes suitable. After this, the water resulting from rainfall passes into surface flow and flood occurs. In a highly sloping land, the amount of water passing into surface flow increases after sudden showers and sudden snowmelt. In catchment basins with low slope, the flow rate of water decreases, in areas with suitable ground, infiltration occurs more and evaporation occurs more. In places rich in vegetation, especially in areas covered with forests, the soil is more porous. These soils are rich in organic matter. Organic matter, tree branches and leaves, precipitation into the soil prevents sudden descent. Plant

bodies, on the other hand reduce the speed of surface flow. Therefore, the infiltration rate increases and the risk of surface runoff from precipitation decreases, thus reducing water consumption. (Ministry of Forestry and Water Management, 2013)

The distance between the location of the building and the water reserve affects water consumption in terms of losses in the water distribution network reaching the buildings from the water reserve. In addition, depending on the elevation of the building relative to the water reserve, whether the water will be distributed with a forced system or with natural network, pressure will affect water consumption due to losses in the water distribution network whether the sewer system where the building is located is one of the separate or combined systems. It directly affects ground water losses.

If the wastewater coming from the buildings in a settlement and the rainwater falling within the boundaries of this settlement are removed in the same channel, this is called combined system sewerage, separate channels. If the water is removed, it is called a split system sewer. The combined system exists especially in old settlements. It is a system that emerged by discharging wastewater into rainwater channels with a single pipe system. Although this working system seems to be lower cost than the discrete system, it cannot be used for the following reasons. It is a more expensive system in the long run (Karpuzcu,2015). Pollution of rainwater along with wastewater and as a result, the treatment system required to separate and purify this dirty water becomes larger and more costly. Since the rainfall flow rate cannot be fixed, changes in the flow rate within a wide range may cause bottom sedimentation in the sewerage system in dry weather, resulting in maintenance and repair costs.

Incurring cleaning and renovation costs as a result of insufficient channel capacity during heavy rains and sewerage water mixed with rainwater flooding the basement floors of some buildings. Which of these two different sewerage systems will be applied where the building is located is determined depending on the geography of the land, street widths and ground characteristics.

2. Building Groups, Settlement and Landscaping

In the close and remote environment where buildings and building groups are located; The density of building groups.

1. The surface materials used in the arrangement of areas such as parking lots between groups and the material flow coefficients play an important role in the infiltration of rainwater into the ground.

2. The green fields. The size of these gardens and the landscape design of the settlement also affect the infiltration and surface flow rates (Figure 1)

Ornamental pools and the large surface area of these pools will increase evaporation and therefore water losses, especially in hot weather. Car parks and garages also affect water consumption depending on various pollutants and surface coating material choices.

The width of the roads in the settlement, therefore the traffic load in the settlement accordingly, the presence of pollutants such as ambient exhaust gas depending on the number of users and density in building groups, heating loads and therefore the presence of pollutants created by soot and smoke coming out of chimneys. Factors such as the presence of pollution resulting from the garbage removal system proposed depending on the density of users and the fact that the settlement acts as a "heat island" due to its size and density and the lack of seasonal rainfall directly affect water consumption.

The afforestation and landscaping in the settlement should be carried out scientifically and without prejudice in a way that will prevent water from flowing into the flow and provide the necessary conditions in the long term in terms of issues such as ecosystemic formation and short-term landscaping and aesthetic priorities in environmental arrangements. The production of solutions containing water also changes the amount of water consumption.

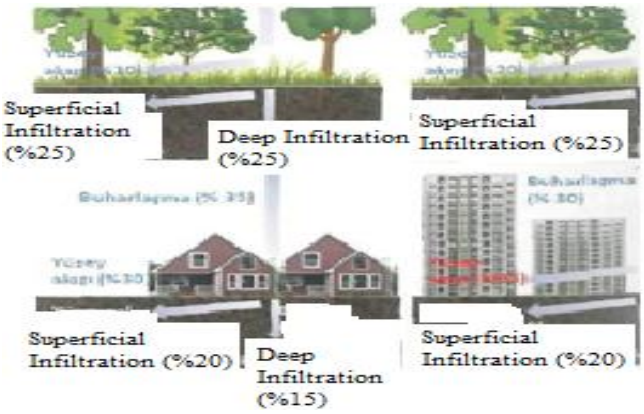


Figure 1. Relationship between building density, impervious surfaces and surface water flow

3. Planning and Volume Organization in Buildings

To prevent water losses due to reasons such as pressure difference and wear;

It requires easy and fast access to water waiting in pipes.

Length of pipes which serving wet areas must be designed minimal in order to decrease the water waiting in the pipes.

The number of welding joints must be designed to be minimal. Water freezes in the pipes, then expands and may damage to the pipes. So, piping should not be routed through external walls to reduce the risk of causing in cold weather area is. (Muslu,2005).

4. Building Envelope

It is transparent and opaque, protecting the interior and exterior environments from each other by protecting them from external climate conditions. With the concept of green building, rainwater in buildings provides protection and shading against rain, regulates indoor temperature and provides thermal insulation. Green building concept supports insulation, reduces the heat island effect, improves outdoor air quality. It has become

widespread due to its healing properties and positive contributions to human psychology.
Water consumption also affects the water consumption of buildings. Green building envelope which is applied on multiple fronts require more than one type of warming system. Each façade wall has its own system for irrigation. Due to increased sweating, more water is needed on south-facing facades. In irrigation, the irrigation of the vegetated roof is carried out with rain, as in standard ground gardens. Most of the precipitation falls on the roofs and remains there, absorbed by the soil and it is heated and then evaporates. In built-up areas, more and more areas are hard and impermeable. Less water can pass into the soil. This puts more pressure on sewarage and drainage systems.
One of the most important effects of green roofs in cities is that rainwater is harsh and their coating is to prevent impurities from leaking into the ground and mixing with sewerages. Green water consumption due to its ability to retain water and gradually return it to the atmospher. It has effects on the city (FISRWG,1998).

5. Function of the Building
Different water consumption rates occur in buildings with different functions, depending on the number of users and the time of day they are used. Depending on the function of the building, using it part or full-time (24 hours) will affect water consumption.
In addition, the fact that the building has a different function may also cause the subsystems used in the building and the weight of these systems on water consumption to be different.

6. Domestic water and heating water installation of the building
Water supply method to the building affects water consumption amounts. The building's domestic water is provided by direct or indirect to the floors with the pressure coming from the network. The high pressure of the water increases the flow rate of the water, causing splashing and violent flow. This causes more water to flow. Water pipe diameters not being chosen correctly and large enough can also increase water consumption.

1.7. Usage of Water Efficient Sanitary Ware and Fixtures

• With the help of double-flow reservoirs in the latrine stones, 3 liters or 6 liters of water are available for solid and liquid waste.
• In some newly developed systems, this ratio is reduced to 2.5/4 liters, providing up to 60%.
• Approximately 1-0.5 liters of water are consumed in vacuum toilets. While it is used for every flush in a conventional toilet, water savings of up to 80%can be achieved with this type of toilet.
• Composts of organic waste using little or no water
Such systems, where manure is accumulated as fertilizer, are used in individual residences rather than large settlements is more suitable.
• Waterless urinals are sanitary devices that do not use any water. It is recommended to change the low density limit used here at least 2 or 6 times a year, depending on usage. The disinfectant liquid should be changed once a week. (Architect's plumbing handbook., 2008).
• When using motion-sensitive urinals, the sensor can only detect the person at the moment of use. Water consumption varies between 1,2,3 liters (Deniz, Bostancı, Salur, 2012).
Thanks to the aerators in sink faucets, water consumption has increased from 12 liters to5 liters per minute.

Table 1. Water consumption amounts depending on the function of the building (Anonymus, 2008-2).

	Domestic Water Consumption Toilets	Heating Cooling	Irrigation	Kitchen	Other	Laundry	X-Ray Sterilization	Washing
Houses	X	X	X	X	X	X		
Offices	X	X	X	X				
Schools	X	X	X	X	X			
Restaurant and Fast-Food	X	X	X	X	X			
Hotels	X	X	X	X		X		
Hospitals	X	X	X	X	X	X	X	
Dry Cleaner and Laundries	X	X				X		
Car Washing	X							X

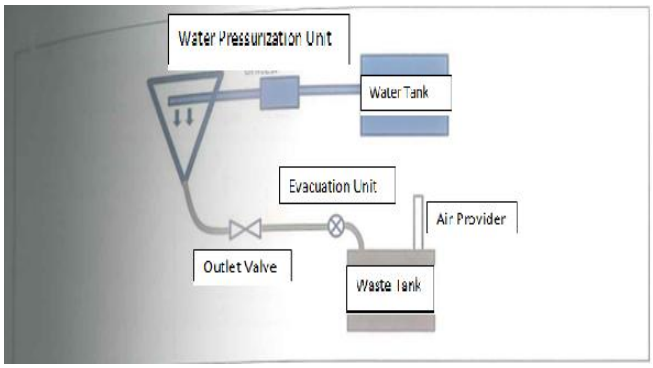


Figure 2. Touilet


Figure 3. Waterless Urinal

8. Reducing Water Consumption in Buildings With Different Functions

According to the TS1258 Usage of Clean Water Standard, the unit water consumption amount varies according to buildings with different functions. The water requirement per person in residences should be at least 60 liters/day in residences without a bathroom, at least 80 liters/day in residences with only a shower, and at least 100 liters/day in residences with a bathtub.
This requirement should be specifically calculated according to local characteristics, the garden of the house, the dimensions of the house, the type of use and the type of hot water handlers.Water requirement amounts in non-residential buildings are given in Table 2.

Table 2. Water requirement in non-residential buildings

CONSTRUCTION TYPE	WATER REQUIREMENT (liter/day*person)
Factories	45
Hospitals (With Laundries)	35
For every bed	45
For those on duty Nurses (with housing requirement)	135
Hotel (With Shower)	90
Hotel (With Bathtub)	150
Offices	45
Restaurants	7
Schools	45
Daytime/Boarding	135
Irrigation (Passenger Car)	100

9. General

Table 3. Different water consumption rates in the same water consumption areas in buildings with different functions

	Domestic Water Consumption (Toilets, Bathes)	Heating-Cooling	Kitchen	Other	Laundry	Irrigation
Homes	55	10	12	5	1 3	5
Offices	34	28	11	-	-	27
Restaurant and Fast Food	33	2	47	13	-	5
Hotels	35	11	16		15	23
Hospitals	31	23	7	22	6	10

1.9.1. Reducing water consumption in buildings with the help of innovative waste water technologies

With innovative wastewater technologies, it is possible to purify and recycle the water used in buildings with various treatment methods and reuse it in different areas of use, thereby reducing water consumption.
Recycled gray water is mostly used in places such as toilet cisterns, garden irrigation, rough cleaning works, vehicle washing and cooling towers.
Gray water recycling provides water savings of up to 50% in residences. This rate exceeds 60% in businesses such as hotels and dormitories.
In buildings where the gray water recovery system will be implemented, waste water pipes that do not contain septic waste from sinks and showers are arranged separately and collected in the gray water recovery system and subjected to purification.
DIN 1717 (Anonymous, 2008-3) standard is taken into account for mains water and recycled gray water installations, and DIN 19650 (Anonymous, 1999) standard is taken into account if recycled gray water is used for garden irrigation.
Water used for bathing and washing hands constitutes 50-60% of the total gray water, gray water from the washing machine constitutes 25-35% of the total gray water, and gray water from the kitchen constitutes 10% of the total gray water. (Şahin, 2010).
Gray water needs to be transformed and reused by primary, secondary and advanced treatment methods depending on its usage areas. (www.epa.org) If it will be used in toilet tanks, advanced treatment (such as aerobic or anaerobic treatment, chemical coagulation, filtration, advanced is infection), primary (grids, filters,

sedimentation tank, filters, grids) or secondary if it will be used in garden irrigation. It must undergo purification (biological oxidation or disinfection).

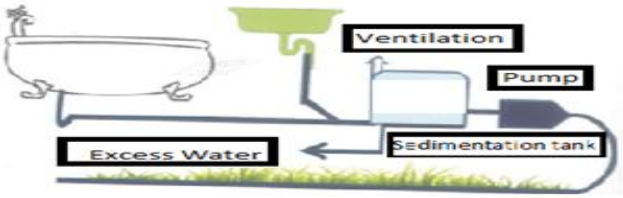


Figure 5. Purifying gray water and using it for garden irrigation (Primary Purification)

Table 4. Indicating whether domestic wastewater can be used for irrigation without disinfection (- sign indicates that water cannot be used, + sign indicates that it can be used).

	Field		Meadow-Pastor		Vegetable		Fodder Plant	
Pre-treatment in the form of a biological treatment plant or sedimentation tank with at least 2 hours waiting time	+	+	+	+	-	-	+	-
Effects of stabilization ponds or lagoons	+	-	+	-	-	-	+	-

	Orchard		Groove Woodland
Pre-treatment in the form of a biological treatment plant or sedimentation tank with at least 2 hours waiting time	-	-	+
Effects of stabilization ponds or lagoons	-	-	+

	Field		Meadow-Pastor		Vegetable		Fodder Plant		Orchard	
Pre-treatment in the form of a biological treatment plant or sedimentation tank with at least 2 hours waiting time	BY	BV	BY	BV	BY	BV	BY	BV	BY	BV

Table 5. Variation of treatment system capacity according to the number of people

Variation of treatment system capacity according to the number of people (www.ozman.com)	
Approximate equivalent per person (liter/day)	Approximate equivalent per person
200	6 People
500	15 People
1000	30 People
2500	75 People
5000	150 People
7500	225 People
10 000	300 People
15 000	450 People
20 000	600 People
25 000	750 People

The total installation cost is generally accepted as 35% of the purchase cost.

REFERENCES

Ministry of Forestry and Water Management. (2013). Access Address: www.ogm.gov.tr

Friedler, E. ve Pissanty, E. (2006). Effects of design flow and treatment level on construction and operation costs of municipal wastewater treatment plants and their implications on policy making water research. (40) pp. 3751-3758.

DIN 1989-1. (1989). Rainwater harvesting systems-Part1: Planning, installation.

Toprak, S., Koç, A., C., Bacanlı, G., Ü., Dikbaş, F., Fırat, M., Dizdar, A. (2007). Losses in Drinking Water Distribution Systems and Prowat Project. 5. Kentsel Altyapı Ulusal Sempozyumu. Antakya.

Bayramoğu, E. Ertek, A. ve Demirel, Ö. (2013). Restricted irrigation approach in landscape architecture applications for water saving purposes. İnönü Üniversitesi Sanat ve Tasarım Dergisi . Cilt 3. Sayı 7. p: 42 -47.

Deniz E. (2009). Water efficient landscape design and application principles. Ankara Üniversitesi FBE. Tezsiz Yüksek Lisans Projesi.

Water Efficient Building Design Guidebook. (2014). Access Address: www.pub.gov.sg,

Pilcher, R, et al(2008). Water loss reduction strategy and implementation guide, basic water loss book. Section 1, Leonarda da Vinci Projesi No: TR/06/B/F/PP/178065, Ankara.

Pala, B. ve Latifoğlu A. (2013). Water losses in drinking water networks. Access Adress: www.csb.gov.tr

Clover, D. E. (1995). Theoretical foundations and practice of critical enviornment adult education in Canada. Convergence. 28 (4). P: 44-54.

Villemagne, C. (2008-1). L'education relative a l'environnement en contexte d'alphabetisation des adultes Quelles dimensions critiquees. Revue internationale francophone en ERE.. Regards-Recherches- Reflexions. 7 (1). P:49-64.

Yener A.K. (2007). Daylight Utilization Methods in Buildings: Contemporary Techniques, 8th National Plumbing Engineering Congress. pp: 231-241.

METEOROLOJİK VERİLERE DAYALI ATMOSFERİK YOĞUŞMA ZAMANLAYICISI İLE PASİF SU HASADI POTANSİYELİNİN BELİRLENMESİ: MERSİN İLİ ÖRNEĞİ

Mustafa ERTÜRK*, Emine Yağız GÜRBÜZ, Ali KEÇEBAŞ**, Onur Vahip GÜLER****
* Sakarya Uygulamalı Bilimler Üniversitesi, Teknoloji Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 54187 Serdivan, SAKARYA, mustafaerturk@subu.edu.tr
** Muğla Sıtkı Koçman Üniversitesi, Teknooji Fakültesi, Enerji Sistemleri Mühendisliği Bölümü, 48000 Menteşe, MUĞLA, alikecebas@mu.edu.tr, emineguruz@mu.edu.tr, onurguler@mu.edu.tr

Özet: Bu çalışma, gece radyatif soğuma etkisinden faydalanarak pasif atmosferik yoğuşma mekanizması yoluyla elde edilebilecek su hasadı potansiyelini değerlendirmek amacıyla gerçekleştirilmiştir. Uygulama alanı olarak Türkiye'nin nemli subtropikal iklim kuşağında yer alan Mersin ili seçilmiş ve 2019–2023 yılları arasındaki beş yıllık saatlik meteorolojik veriler analiz edilmiştir. Çalışmada kuru termometre sıcaklığı (T_{kt}), ıslak termometre sıcaklığı ($T_{ıt}$), bağıl nem (BN), rüzgar hızı ve çiy noktası sıcaklığı ($T_{çn}$) temel değişkenler olarak kullanılmıştır. Yoğuşma oluşumunun değerlendirilmesi için yüzey sıcaklığının (T_y) çiy noktası sıcaklığının altına düşmesi kriteri esas alınarak bir "Atmosferik Yoğuşma Zamanlayıcısı" geliştirilmiştir. Bu zamanlayıcı, ΔT farkı (T_{kt}–$T_{ıt}$), BN ≥ 80% ve $T_y < T_{çn}$ koşullarına dayalı karar mantığı ile çalışmaktadır. Gece soğuması α parametresiyle modellenmiş (3–6 °C arası) ve metal, cam, polimer yüzeyler için yıllık toplam yoğuşma miktarları karşılaştırılmıştır. Elde edilen bulgulara göre en fazla yoğuşma Aralık ve Ocak aylarında ve gece 00:00–03:00 saat aralığında meydana gelmektedir. Metal yüzeyler, yüksek termal iletkenlikleri sayesinde diğer yüzey tiplerine kıyasla 2–3 kat daha fazla su yoğunlaştırabilmektedir. Ayrıca yıllık ısı haritası, atmosferik yoğuşmanın zamansal dalgalanmalarını görselleştirmiştir. Çalışma, özellikle su kaynaklarının sınırlı olduğu yarı kurak bölgelerde pasif su toplama sistemlerinin tasarımı için önemli mühendislik verileri sunmaktadır.
Anahtar Kelimler: Atmosferik yoğuşma, Çiy noktası, Yüzey sıcaklığı, Pasif su toplama, Gece radyasyonu, Mersin, Karar algoritması.

DETERMINATION OF PASSIVE WATER HARVESTING POTENTIAL VIA ATMOSPHERIC CONDENSATION TIMER BASED ON METEOROLOGICAL DATA: A CASE STUDY FOR MERSIN, TURKEY

Abstract: This study aims to evaluate the potential for water harvesting through passive atmospheric condensation, utilizing nighttime radiative cooling processes. The case study was conducted for Mersin, a humid subtropical region on Turkey's Mediterranean coast, using five years (2019–2023) of hourly meteorological data. Core variables included dry bulb temperature (T_{db}), wet bulb temperature (T_{wb}), relative humidity (RH), wind speed, and dew point temperature (T_{dp}). A decision-based logic algorithm named the "Atmospheric Condensation Timer" was developed to determine condensation events based on the criteria of $T_s < T_{dp}$, supported by $\Delta T = T_{db} - T_{wb}$ and RH ≥ 80%. The surface cooling effect was modeled using α values ranging from 3 to 6 °C to represent different nighttime radiation scenarios. Additionally, annual condensation yields were compared for three surface materials: metal, glass, and polymer. The results indicate that condensation is most likely to occur during winter months (especially December and January) and between 00:00–03:00 hours. Metal surfaces yielded up to 2–3 times higher water accumulation due to superior thermal conductivity. Furthermore, the temporal distribution was visualized using heat maps, emphasizing seasonal and interannual variations. The findings provide critical insights into the design of sustainable water harvesting systems in arid and semi-arid regions, with implications for both environmental engineering and adaptive microclimate strategies.
Keywords: Atmospheric condensation, dew point, surface temperature, passive water harvesting, nocturnal radiation, condensation timer, Mersin.

GİRİŞ

İklim değişikliğinin giderek artan etkileri, dünya genelinde su kaynaklarının sürdürülebilir yönetimini ve alternatif su temini yöntemlerini her zamankinden daha kritik bir hale getirmiştir (Muzammil et al., 2023; Rosińska et al., 2024). Özellikle yarı kurak ve nemli subtropikal bölgelerde, yaz aylarında uzun süren kuraklıklar, artan sıcaklıklar ve düşen yeraltı su seviyeleri gibi faktörler, içme ve kullanım suyu temininde önemli

zorluklara yol açmaktadır (Bolan et al., 2024). Geleneksel su kaynaklarına bağımlılığın azaltılması, su temininde yerel, yenilenebilir ve çevresel etkisi düşük alternatif sistemlerin geliştirilmesini gerekli kılmaktadır. Bu çerçevede, atmosferde bulunan su buharının gece radyatif soğuma etkisiyle yüzeylerde yoğuşarak sıvı faza geçmesini esas alan pasif atmosferik yoğuşma sistemleri, enerji ihtiyacı gerektirmeyen ve çevresel etkisi minimum olan sürdürülebilir su üretim yöntemleri arasında ön plana çıkmaktadır (Nishad et al., 2025). Özellikle su kıtlığı yaşayan bölgelerde, pasif yoğuşma sistemleri; afet durumlarında, tarımsal destek uygulamalarında ve kentsel mikroklima yönetiminde potansiyel bir çözüm sunarak son yıllarda hem akademik hem de mühendislik uygulamaları açısından dikkat çekmektedir.

Son yıllarda, özellikle yarı kurak ve nemli subtropikal bölgelerde, harici enerji gerektirmeksizin sürdürülebilir su temini sağlamaya yönelik pasif atmosferik su hasadı sistemlerine olan ilgi giderek artmıştır. Museli et al. (2009), Akdeniz iklim özelliklerine sahip Hırvatistan'ın Dalmaçya kıyısında gerçekleştirdikleri çalışmalarında, çiy ve yağmur suyunun birlikte toplanabilirliğini incelemiş ve yüzey eğimi ile mevsimsel farklılıkların yıllık toplam verim üzerindeki etkisini vurgulamıştır. Benzer şekilde, Maestre-Valero et al. (2011), yarı kurak bölgelerde farklı polietilen yüzey kaplamalarının çiy toplama performansını karşılaştırmış ve yüzey özelliklerinin yoğuşma verimi üzerinde belirleyici olduğunu ortaya koymuştur. Beysens (1995; 2006), yüzey emisyon katsayısı, malzeme ısıl iletkenliği ve çevresel parametrelerin (rüzgar hızı, bağıl nem gibi) çiy oluşumu üzerindeki etkilerini deneysel çalışmalarla detaylı biçimde açıklamış; ancak literatürde saatlik çözünürlükte yapılan kapsamlı analizlerin yetersiz olduğu görülmektedir. Daha yakın tarihli bir çalışmada, Gungor (2023) farklı yüzey eğimleri (düşey, eğimli ve yatay) için pasif su hasadı performansını analitik olarak inceleyerek geometrik konfigürasyonların gece radyatif soğuma temelli yoğuşma sistemleri üzerindeki belirleyici etkisini vurgulamıştır. Ayrıca, Atashi et al., 2021, Kenya için geliştirdikleri bölgesel bir çiy oluşumu modeliyle meteorolojik parametreleri kullanarak uzun dönemli veri doğrulaması gerçekleştirmiş ve karar temelli algoritmaların yoğuşma potansiyeli analizine entegre edilmesinin önemini ortaya koymuştur. Mevcut çalışmalar; yüzey malzemesi seçimi, geometrik tasarım ve iklimsel etkiler konusunda önemli bilgiler sunmasına rağmen, ΔT farkı, bağıl nem, çiy noktası sıcaklığı, rüzgar hızı ve yüzey özelliklerinin bir arada uzun dönem meteorolojik veri setleri üzerinden sistematik biçimde saatlik bazda değerlendirildiği bütüncül modelleme yaklaşımlarının literatürde sınırlı olduğu görülmektedir.

Literatürde pasif atmosferik yoğuşma sistemleri üzerine yapılan çalışmalar genellikle çiy oluşumu, radyatif soğuma ve yüzey özelliklerinin etkisine odaklanmış, bu sistemlerin belirli yüzey tipleri ve sınırlı çevresel koşullar altındaki performansları deneysel veya teorik yöntemlerle incelenmiştir (Beysens, 1995; Beysens, 2006; Jacobs et al., 2008; Museli et al., 2009; Lekouch et al., 2012). Çoğu araştırma, saatlik bazda zamansal çözünürlüğü içermeyen, yıllık veya aylık ortalamalara dayalı değerlendirmeler sunmuş ve atmosferik parametrelerin zamansal değişkenliğinin detaylı etkisini göz ardı etmiştir (Gao et al., 2025). Ayrıca literatürde, ΔT (kuru ve yaş termometre sıcaklığı farkı), bağıl nem ve çiy noktası sıcaklığı gibi temel kriterlerin birlikte karar mekanizmasına entegre edildiği sistematik bir modelleme yaklaşımı sınırlı sayıda çalışmada ele alınmıştır. Rüzgar hızı, yüzey malzemesi ve gece soğuma farkı gibi parametrelerin bir arada değerlendirilerek yıllık su hasadı potansiyelinin zamansal ve mevsimsel olarak analiz edildiği çok yönlü çalışmalar ise oldukça sınırlı kalmaktadır. Bu durum, özellikle Türkiye gibi yarı kurak ve nemli subtropikal kuşaklarda yer alan bölgeler için özgün ve yerel ölçekte detaylandırılmış bilimsel verilere olan ihtiyacı artırmaktadır.

Pasif atmosferik yoğuşma sistemleri, gece saatlerinde yüzeylerin çevresel sıcaklıktan daha düşük sıcaklıklara soğuması sonucu havadaki su buharının yüzey üzerinde yoğuşarak sıvıya dönüşmesi prensibine dayanmaktadır (Jarimi et al., 2020; Haechler et al., 2021; Jaradat et al., 2023; Nishad et al., 2025). Özellikle nemli ve subtropikal iklim koşullarına sahip bölgelerde, gece radyatif soğuma etkisi sayesinde yüzey sıcaklığı çiy noktası sıcaklığının altına düşebilmekte ve bu sayede yoğuşma potansiyeli artmaktadır (Dharmasastha et al., 2023). Türkiye'nin Akdeniz iklim kuşağında yer alan Mersin ili, yıl boyunca yüksek bağıl nem oranları, gece-gündüz sıcaklık farkları ve belirgin mevsimsel iklim özellikleri nedeniyle bu tür sistemlerin uygulanabilirliğini test etmek açısından uygun bir örnek teşkil etmektedir. Bu çalışmada, 2019–2023 yılları arasındaki beş yıllık saatlik meteorolojik veriler kullanılarak; kuru termometre sıcaklığı (T_{kt}), ıslak termometre sıcaklığı ($T_{ıt}$), bağıl nem (BN), çiy noktası sıcaklığı ($T_{çn}$) ve rüzgar hızı gibi temel parametreler üzerinden atmosferik yoğuşma süreçleri analiz edilmiştir. Çalışmanın odak noktası, yüzey sıcaklığının çevresel koşullar altındaki değişimini modelleyerek farklı yüzey malzemeleri (metal, cam ve polimer) ve gece soğuma senaryoları kapsamında yıllık su hasadı potansiyelinin belirlenmesi ve zamansal döngüsünün ortaya konulmasıdır.

Bu çalışma, Türkiye'nin nemli subtropikal iklim özelliklerine sahip Mersin ili için geliştirilen özgün bir Atmosferik Yoğuşma Zamanlayıcısı (AYZ) algoritması ile, beş yıllık saatlik meteorolojik veri seti kullanarak pasif atmosferik yoğuşma yoluyla su hasadı potansiyelini detaylı biçimde analiz ederek literatürdeki önemli bir boşluğu doldurmaktadır. Çalışmanın temel özgünlüğü, ΔT farkı, bağıl nem ve yüzey-çiy noktası sıcaklığı kriterlerini birlikte esas alan karar temelli bir algoritma kullanarak, atmosferik yoğuşma potansiyelini saatlik bazda zamansal döngülerle modellemesidir. Ayrıca, farklı yüzey malzemeleri (metal, cam, polimer) ve gece soğuma senaryoları (α = 3–6 °C) dikkate alınarak yıllık toplam su verimi ve yoğuşmalı saat sayıları ilk kez sistematik biçimde karşılaştırılmıştır. Çalışma sonucunda elde edilen bulgular, özellikle yarı kurak ve nemli subtropikal bölgelerde sürdürülebilir su yönetimi ve pasif su hasadı sistemlerinin tasarımında malzeme seçimi, mikroklimatik

parametreler ve zamansal optimizasyon açısından önemli mühendislik verileri sağlamaktadır. Elde edilen sonuçlar, gelecekte farklı iklim tipleri ve saha uygulamaları için AYZ algoritmasının genişletilmesine yönelik bilimsel bir temel sunmaktadır.

MATERYAL VE YÖNTEM

Seçilen Şehir ve Veri Analizi

Bu çalışma, Türkiye'nin Akdeniz kıyısında yer alan ve nemli subtropikal iklim kuşağına sahip olan Mersin ili için gerçekleştirilmiştir (Öztürk vd., 2017; Yılmaz ve Çiçek, 2019). Şehir, yaz aylarında uzun süreli yüksek sıcaklıklar ve düşük yağış miktarları, kış aylarında ise ılıman sıcaklıklar ve artan bağıl nem oranları ile karakterize edilmektedir. Yaz mevsiminde gündüz sıcaklıkları sıklıkla 35 °C'nin üzerine çıkarken, gece sıcaklıkları çoğu zaman konfor sınırı kabul edilen 24 °C'nin üzerinde seyretmektedir. Çalışma dönemine ait beş yıllık (2019–2023) meteorolojik veriler dikkate alındığında, bölgedeki ortalama bağıl nem oranı yıl boyunca %52–78 arasında değişmekte olup, kış aylarında %90 seviyelerine yaklaşırken, yaz aylarında %35–45 aralığında seyretmektedir.

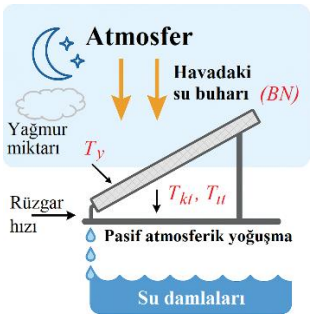
Yıllık toplam yağış miktarı 450–700 mm arasında değişmekte olup, yağışların büyük çoğunluğu kış ve ilkbahar aylarında yoğunlaşmaktadır. Yaz aylarında ise yağış miktarı oldukça düşüktür ve bazı dönemlerde tamamen yağışsız geçen periyotlar görülmektedir. Rüzgar hızı ortalaması 1,8–3,6 m/s arasında değişmekte olup, yaz dönemlerinde doğal havalandırmaya destek olacak seviyelerde etkili olabilmektedir. Özellikle gece saatlerinde sıcaklık düşüşleri ile birlikte yüzey sıcaklığının çevresel sıcaklıktan daha düşük değerlere inmesi, atmosferik yoğuşma mekanizmaları için potansiyel oluşturmakta ve bu durum çalışmanın odaklandığı Atmosferik Yoğuşma Zamanlayıcısı (AYZ) algoritmasının doğrulanabilirliği açısından önem arz etmektedir.

Analizlerde 2019–2023 yılları arasındaki beş yıllık saatlik çözünürlükte meteorolojik veri seti kullanılmıştır (Meteoroloji Genel Müdürlüğü, 2024). İlgili veriler Türkiye Devlet Meteoroloji İşleri Genel Müdürlüğü (DMİ) arşivinden temin edilmiş olup, T_{kt} (°C), $T_{ıt}$ (°C), BN (%), saatlik toplam yağış (mm) ve saatlik ortalama rüzgar hızı (m/s) olmak üzere beş temel parametreyi içermektedir. Tüm veriler Excel ortamında uzun format haline dönüştürülmüş, yıl, ay, gün ve saat bilgileri birleştirilerek sürekli bir zaman serisi oluşturulmuştur. İlgili veri seti Python programlama dili kullanılarak işlenmiş ve analizlerde temel giriş verisi olarak kullanılmıştır.

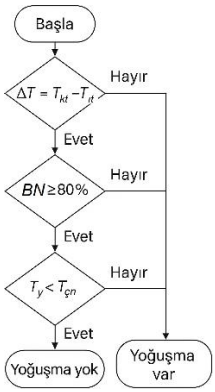
Mersin ilinin seçilme nedeni, tipik Akdeniz iklimi koşullarını temsil etmesi ve artan kentsel soğutma ihtiyacına karşın sürdürülebilir su temini ve pasif iklimlendirme stratejileri için uygun bir uygulama alanı sunmasıdır. Çalışma alanı; iklime duyarlı yapı tasarımı, pasif su toplama sistemleri ve atmosferik yoğuşma esaslı sürdürülebilir teknolojiler için hem model geliştirme hem de doğrulama amacıyla değerlendirilmiştir.

Pasif Atmosferik Yoğuşma Sistemi

Çalışmada temel alınan pasif atmosferik yoğuşma mekanizması, gece radyatif soğuma etkisiyle yüzey sıcaklığının çevre sıcaklığının altına düşmesi ve havadaki su buharının yüzey üzerinde yoğuşarak sıvı faza geçmesi prensibine dayanmaktadır. Çalışmanın fiziksel sistem modeli ve etkili parametreleri Şekil 1'de şematik olarak sunulmuştur. Şekil 1 incelendiğinde, atmosferde bulunan su buharının (BN) gece saatlerinde yüzey sıcaklığının (T_y) düşmesi ile birlikte yoğuşarak su damlalarına dönüştüğü görülmektedir. Yüzey sıcaklığı, T_{kt} (kuru termometre sıcaklığı) ve $T_{ıt}$ (ıslak termometre sıcaklığı) farkına bağlı olarak çevre sıcaklığının altında kalmakta, bağıl nemin yüksek olduğu ve yağışsız saatlerde bu durum yoğuşmayı tetiklemektedir. Şematikte gösterildiği gibi rüzgar hızı ve yağış miktarı gibi atmosferik parametreler de analiz kapsamında dikkate alınmıştır.



Şekil 1. Çalışmanın temel prensibi ve şematik metodoloji kurgusu.



Şekil 2. Atmosferik Yoğuşma Zamanlayıcısı (AYZ) karar algoritmasının akış diyagramı.

Atmosferik Yoğuşma Zamanlayıcısı (AYZ) ve Karar Algoritması

Çalışmanın temel yöntemi, pasif atmosferik yoğuşma koşullarını saatlik bazda değerlendiren özgün bir karar algoritmasına dayanmaktadır. Şekil 2'de gösterilen Atmosferik Yoğuşma Zamanlayıcısı (AYZ) akış diyagramı, meteorolojik parametrelere bağlı olarak yoğuşma gerçekleşip gerçekleşmeyeceğini belirlemek üzere geliştirilmiştir. Akışta ilk olarak kuru ve ıslak termometre sıcaklık farkı (ΔT) kontrol edilmiş, ardından

BN ve yüzey sıcaklığının çiy noktası sıcaklığına ($T_{çn}$) göre durumu değerlendirilmiştir.

Şekil 2'de görüldüğü üzere algoritmanın temel karar basamakları aşağıdaki şekilde formüle edilmiştir:

ΔT kontrolü:

$$\Delta T = T_{kt} - T_{it} \quad (1)$$

Burada T_{kt} kuru termometre sıcaklığı, T_{it} ise ıslak termometre sıcaklığıdır; her iki parametre de doğrudan meteorolojik veri setinden elde edilmiştir.

Atmosferik yoğuşma potansiyelinin belirlenmesinde, ortam havasının termodinamik özellikleri kritik rol oynamaktadır. Özellikle Denklem (1), havanın doyma noktasına ne kadar yakın olduğunu ve yüzeyde yoğuşma oluşma ihtimalini dolaylı biçimde göstermektedir (Kindangen and Umboh, 2017; Poku et al., 2017). Çevresel koşullarda ΔT farkının düşük olması, havanın çiy noktası sıcaklığına yaklaşması ve bağıl nemin artması ile doğrudan ilişkilidir. Bu nedenle, literatürde yapılan çalışmalarda ΔT farkı 3 °C ve altı olduğunda atmosferin yoğuşma için uygun kabul edilmiştir (Beysens, 1995; Monteith and Unsworth, 2014). ΔT'nin düşük olması aynı zamanda, havanın soğutulabilirlik sınırlarının teorik çerçevesini de temsil etmekte olup, bu yaklaşım literatürde farklı uygulamalar için yaygın olarak kullanılan temel bir göstergedir. Ancak bu çalışmada herhangi bir sistem performansı veya soğutma kapasitesi değil, yalnızca çevresel koşulların yüzeyde yoğuşma oluşturma potansiyeli ΔT farkı üzerinden değerlendirilmiştir.

BN kontrolü:

$$BN \geq \%80 \quad (2)$$

Atmosferik yoğuşma süreçlerinde BN oranı, havanın su buharı taşıma kapasitesine ne kadar yaklaştığını ve yüzeyde yoğuşma oluşma olasılığını belirleyen temel parametrelerden biridir. Literatürde çiy oluşumu ve radyatif yoğuşma mekanizmalarına ilişkin yapılan çalışmalar, bağıl nem oranının %80'in üzerinde olduğu koşullarda havanın su buharına doymaya çok yakın olduğunu ve küçük sıcaklık düşüşleriyle çiy noktasının kolayca aşılabileceğini ortaya koymaktadır (Beysens, 1995, Monteith and Unsworth, 2014). Özellikle gece saatlerinde yüzeyin çevresine göre soğuması sonucu yüzey sıcaklığı çiy noktası sıcaklığının altına indiğinde, yüksek bağıl nem koşulları su buharının yüzeye yoğuşarak sıvı faza geçmesini kolaylaştırır. Bu bağlamda, bağıl nemin %80 ve üzeri olduğu saatler, atmosferik yoğuşma için ön koşul niteliğinde kabul edilmektedir. Ayrıca %80 sınırı, literatürde (Beysens, 2006; Lekouch et aş., 2012) radyatif soğuma etkisiyle yüzey yoğuşması hesaplamalarında yaygın olarak kullanılan kritik eşiklerden biri olup, pratik uygulamalarda çiy, sis ve yüzey yoğuşması çalışmalarında sınır değer olarak önerilmektedir. Daha düşük bağıl nem koşullarında ise hava, taşıdığı su buharı bakımından doymamış olduğundan, yüzey sıcaklığı çiy noktasının altına inse dahi yoğuşma verimi düşmekte veya hiç oluşmamaktadır. Bu nedenle, bu çalışmada bağıl nemin %80 ve üzeri olduğu saatler, atmosferik yoğuşma için uygun potansiyel saat aralığı olarak dikkate alınmıştır.

Yüzey ve çiy noktası sıcaklıkları (T_y ve $T_{çn}$) kontrolü:

$$T_y < T_{çn} \quad (3)$$

Atmosferik yoğuşma süreçlerinde temel fiziksel prensip, yüzey sıcaklığının çevredeki havanın $T_{çn}$ altına düşmesi durumunda su buharının yoğuşarak sıvı hale geçmesi esasına dayanmaktadır. Çiy noktası sıcaklığı, havanın bağıl nem ve sıcaklık kombinasyonuna bağlı olarak su buharı ile doyuma ulaştığı noktayı temsil eder. Eğer T_y'nin $T_{çn}$ sıcaklığı üzerinde kalırsa, havadaki su buharı yoğuşma gerçekleştiremez ve yüzeyde su toplama mümkün olmaz. Buna karşın, $T_y < T_{çn}$ koşulu sağlandığında, havadaki su buharı yüzeyde yoğuşarak sıvı faza geçer. Bu fiziksel durum, özellikle gece saatlerinde radyatif soğumanın etkisiyle yüzey sıcaklığının çevresel sıcaklıktan belirgin şekilde daha düşük değerlere inmesi sonucunda gerçekleşir. Literatürde çiy oluşumu, yoğuşma hasadı ve pasif su toplama sistemlerinde bu koşul, atmosferik yoğuşmanın mutlak ön koşulu olarak kabul edilmektedir (Beysens, 1995; Beysens, 2006; Lekouch et al., 2012; Monteith and Unsworth, 2014). Aksi durumda yüzeyde yoğuşma gerçekleşmediği gibi su hasadı açısından da herhangi bir potansiyel oluşmamaktadır. Bu nedenle, bu çalışmada da benzer şekilde $T_y < T_{çn}$ kontrolü, algoritmanın temel karar kriterlerinden biri olarak belirlenmiştir.

Bu üç kriter eş zamanlı sağlandığında saatlik bazda yoğuşma var kabul edilmiştir. Aksi durumda yüzeyde yoğuşma olmadığı kabul edilmiştir.

Çiy Noktası Sıcaklığı ve Yüzey Soğuma Senaryosu (α)

Atmosferik yoğuşma potansiyelinin belirlenmesinde çiy noktası sıcaklığı ($T_{çn}$), havanın bağıl nem (BN) ve sıcaklık parametrelerine bağlı olarak su buharı doyma sınırının belirlenmesinde kritik bir göstergedir. Çiy noktası sıcaklığı, hava sıcaklığının belirli bir noktaya kadar soğuması hâlinde su buharının doygunluğa ulaşarak yoğuşmaya başlamasını ifade eder. Çiy noktası sıcaklığı hesaplamalarında en çok kullanılan ampirik formüllerden biri Magnus formülüdür (Lawrence, 2005). Özellikle hava sıcaklığı (T) ve BN bilindiğinde çiy noktasını oldukça doğru şekilde verir.

$$T_{çn} = \frac{b\left[\frac{aT}{b+T} + \ln\left(\frac{BN}{100}\right)\right]}{a - \left[\frac{aT}{b+T} + \ln\left(\frac{BN}{100}\right)\right]} \quad (4)$$

August-Roche-Magnus bağıntısı, Magnus bağıntısının tarihsel gelişmiş halidir (Alduchov and Eskridge, 1996). Yine T, BN verilerinden $T_{çn}$ bulmak için kullanılır. Çoğu zaman Magnus ile eşdeğer kabul edilir. Denklem (4)'te

a=17.62 ve b=243,12 °C (Su yüzeyi için). Başka kaynaklarda farklı a ve b değerleri de kullanabilir (örneğin, b=237,3 °C).

Bundan başka Tetens formülü, buhar basıncından yola çıkarak hava sıcaklığı ve bağıl nemden çiy noktası bulur (Tetens, 1930; Murray, 1967; Allen et al., 1998). Psikrometrik temellidir. Hassas uygulamalarda kullanılır. Bu aşağıdaki gibi gösterilebilir:

$$T_{çn} = \frac{237.3 \ln\left(\frac{P_{gsb}}{6.11}\right)}{17{,}27 - \ln\left(\frac{P_{gsb}}{6{,}11}\right)} \quad (5)$$

Burada P_{gsb} gerçek su buharı basıncıdır ve aşağıdaki gibi ifade edilir:

$$P_{gsb} = \frac{BN \times P_{db}}{100} \quad (6)$$

Burada P_{db} doymuş buhar basıncı olup şu bağıntıyla bulunur:

$$P_{db} = 6{,}11 \times 10^{\left(\frac{7{,}5T}{237{,}3+T}\right)} \quad (7)$$

Tetens formülüne benzer şekilde ASHRAE'de çiy noktası aşağıdaki bağıntı ile bulunabilir (ASHRAE, 2019):

$$T_{çn} = \frac{237.3 \ln\left(\frac{P_{gsb}}{0{,}61078}\right)}{17{,}27 - \ln\left(\frac{P_{gsb}}{0{,}61078}\right)} \quad (8)$$

Burada P_{gsb}, Denklem (6)'daki gerçek su buharı basıncıdır. Tetens formülünden farklı olarak ASHRAE için P_{db} şu bağıntıyla bulunur:

$$P_{db} = 0{,}61078 \; exp\left(\frac{17{,}27T}{T+237{,}3}\right) \quad (9)$$

Bu çalışmada saatlik $T_{çn}$ değerleri, literatürde sıkça kullanılan basitleştirilmiş ampirik bağıntıya dayalı olarak hesaplanmıştır (Lawrence, 2005):

$$T_{çn} = T_{kt} - \frac{100 - BN}{5} \quad (10)$$

Bu yaklaşım, Lawrence (2005), Beysens (1995) ve Monteith and Unsworth (2014) tarafından tanımlanan ve özellikle mühendislik uygulamalarında pratik çözümler sunan yöntemlerden biridir. İlgili bağıntı, T_{kt} ve BN arasında doğrusal bir ilişki kurarak havanın su buharı doyum sınırına olan uzaklığını yaklaşık olarak belirler. Özellikle bağıl nem %100'e yaklaştığında $T_{çn}$ değeri, T_{kt}'ye çok yaklaşırken; bağıl nem %50 civarında olduğunda $T_{çn}$ ile T_{kt} arasındaki fark yaklaşık 10 °C'ye çıkmaktadır. Bu ampirik denklem, daha karmaşık psikrometrik hesaplamalara ihtiyaç duyulmaksızın, saatlik geniş veri setleriyle yapılan atmosferik analizlerde hızlı ve güvenilir sonuçlar sağlamaktadır. Ayrıca, benzer formüller ASHRAE (2019) kılavuzlarında ve pratik mühendislik uygulamalarında da kullanılmaktadır. Bu sebeple çalışmada, veri yoğunluğuna uygun, sade ve literatürde geçerliliği kanıtlanmış bir yöntem olarak bu bağıntı tercih edilmiştir. Çalışmanın odaklandığı atmosferik yoğuşma koşullarının tespitinde bu yaklaşım yeterli doğruluk sağlamakta ve algoritmanın karar süreçlerini desteklemektedir.

Yüzey sıcaklığı ise çevresel kuru termometre sıcaklığından α kadar düşük kabul edilerek aşağıdaki gibi tanımlanmıştır:

$$T_y = T_{kt} - \alpha \quad (11)$$

Gece saatlerinde açık hava koşullarında yüzeyler, uzun dalga boylu radyatif ısı kaybı nedeniyle çevresel hava sıcaklığından (T_{kt}) daha düşük sıcaklıklara soğuyabilmektedir. Literatürde yapılan deneysel ve teorik çalışmalar, açık ve sakin gece koşullarında yüzey sıcaklıklarının hava sıcaklığına göre genellikle 3–6 °C aralığında daha düşük değerlere inebildiğini göstermektedir (Beysens, 2006; Monteith and Unsworth, 2014). Bu fark, atmosferik uzun dalga radyasyon kayıpları, yüzeyin emisyon özellikleri ve çevresel rüzgar hızına bağlı olarak değişmekle birlikte, özellikle cam, metal veya polimer gibi düşük ısıl kütleye sahip malzemeler için tipik bir değer aralığıdır. Ayrıca, çiy oluşumu ve pasif atmosferik su hasadı üzerine yapılan saha çalışmalarında da yüzey sıcaklıklarının çevre sıcaklığına göre 3–6 °C arasında bir azalma göstermesi, literatürde kabul görmüş bir yaklaşımdır (Beysens, 1995; Lekouch et al., 2012). Bu nedenle, bu çalışmada α parametresi 3, 4, 5 ve 6 °C olarak belirlenmiş ve farklı gece soğuma senaryolarının atmosferik yoğuşma potansiyeline etkisi ayrı ayrı değerlendirilmiştir. Böylece, farklı iklimsel koşullar ve yüzey malzemelerine göre pasif sistemlerin davranışını yansıtacak şekilde sistematik bir değerlendirme sağlanmıştır. Bu yaklaşım, meteorolojik modelleme ve pasif su hasadı sistemleri literatüründe sıklıkla önerilen radyatif soğuma senaryolarıyla uyumludur.

Yoğuşan Su Miktarının Hesaplanması

Saatlik bazda yüzey üzerinde oluşan yoğuşma miktarının hesaplanmasında, literatürde yaygın olarak kabul edilen yaklaşım, yüzey sıcaklığı (T_y) ile havanın çiy noktası sıcaklığı ($T_{çn}$) arasındaki sıcaklık farkının doğrudan belirleyici olduğu kabulüne dayanmaktadır. Bu temel prensip doğrultusunda, yoğuşma miktarının hesaplanması için

$$\dot{m} = k\left(T_{çn} - T_y\right) \quad (12)$$

bağıntısı kullanılmıştır. Burada, $\dot{m}$, yoğuşan su miktarını (kg/m²·h) ve k ise yüzeyin yoğuşma iletim katsayısını (m²/°C·h) temsil eder

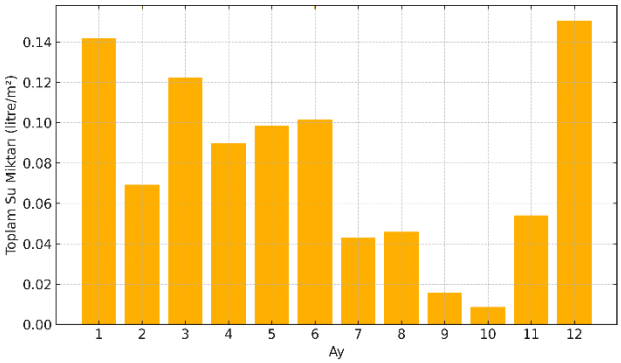
Bu sadeleştirilmiş lineer model, özellikle radyatif gece soğumasına bağlı atmosferik yoğuşma süreçlerinde yüzey malzemelerinin ısı iletim kapasitesi, yüzey emisyon özellikleri ve nem geçirgenliği gibi parametreleri kapsayan yoğuşma iletim katsayısı (k) ile sıcaklık farkı

arasındaki ilişkiye dayanmaktadır (Beysens, 1995; Muselli et al., 2009). Literatürde benzer yöntemler çiy toplama ve pasif su hasadı çalışmaları kapsamında geniş biçimde kullanılmış ve doğrulanmıştır (Beysens, 2006; Lekouch et al., 2012; Jacobs et al., 2008). Metal, cam ve polimer yüzeyler için bu katsayıların farklılık gösterdiği, metal yüzeylerin daha yüksek yoğuşma kapasitesine sahip olduğu çeşitli deneysel çalışmalarla kanıtlanmıştır. Bu doğrultuda çalışmada, metal yüzey için k = 0,0003 m²/°C·h, cam yüzey için k = 0,0001 m²/°C·h ve polimer yüzey için k = 0,00015 m²/°C·h değerleri esas alınarak, literatürden elde edilen verilerle uyumlu bir şekilde değerlendirme yapılmıştır (Beysens, 2006; Muselli et al., 2009; Lekouch et al., 2012). Bu tür ampirik yaklaşımlar, daha karmaşık kütle transferi ve film difüzyonu modellerine gerek kalmaksızın, özellikle farklı yüzey malzemelerinin karşılaştırmalı analizlerinde güvenilir ve pratik bir yöntem olarak tercih edilmektedir (Jacobs et al., 2008).

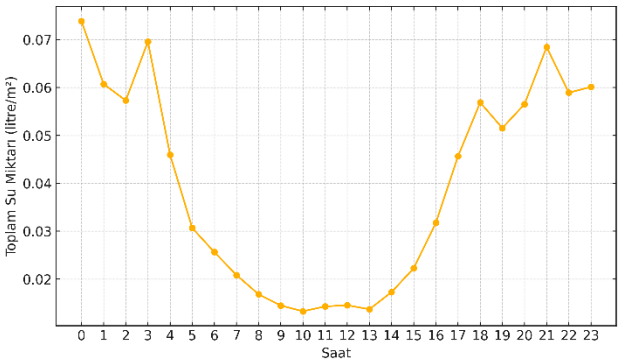
BULGULAR VE TARTIŞMA

Bu çalışma, Türkiye'nin nemli subtropikal iklim özelliklerine sahip Mersin ili için beş yıllık saatlik meteorolojik veri seti kullanılarak atmosferik yoğuşma potansiyelinin sistematik ve çok boyutlu analizini gerçekleştirmeyi amaçlamaktadır. Literatürde genellikle ihmal edilen pasif atmosferik yoğuşma sistemlerinin bölgesel iklim koşullarına bağlı performans değişimlerini ortaya koymak adına, bu çalışmada yüzey malzemesi, gece soğuma senaryoları (α), saatlik sıcaklık farkları (ΔT), bağıl nem, rüzgar hızı ve yağış koşulları gibi temel parametreler detaylı şekilde incelenmiş ve özgün analiz yöntemleriyle nicel sonuçlar elde edilmiştir. Bu doğrultuda, çalışmanın ilk bulguları aylık toplam atmosferik yoğuşma miktarlarının mevsimsel döngüsünü ortaya koymakta olup, ilgili analizler Şekil 3 kapsamında detaylandırılmıştır.

Şekil 3, α=4 °C yüzey soğuma farkı ve metal yüzey varsayımı altında Mersin ili için aylık toplam atmosferik yoğuşma miktarını göstermektedir. Elde edilen bulgular, belirgin bir mevsimsel farklılık ortaya koymaktadır. En yüksek yoğuşma miktarı Aralık ayında 0,148 L/m² olarak hesaplanmıştır. Bunu Ocak (0,142 litre/m²) ve Mart (0,123 litre/m²) ayları takip etmektedir. En düşük yoğuşma potansiyeli ise Ekim ayında yalnızca 0,006 L/m² ile gerçekleşmiş ve yıl içindeki minimum değeri temsil etmektedir. En yüksek (Aralık) ve en düşük (Ekim) değerler kıyaslandığında, Aralık ayında gerçekleşen toplam yoğuşma miktarının Ekim ayına göre yaklaşık 24,6 kat fazla olduğu tespit edilmiştir. Ayrıca, yalnızca Aralık ve Ocak ayları toplamda yaklaşık 0,29 litre/m² yoğuşma üretmiş olup, bu değer yıllık toplamın yaklaşık %33'üne karşılık gelmektedir. Yaz dönemine (Temmuz–Eylül) ait toplam yoğuşma miktarı ise yıllık toplamın %15'inden az kalmıştır. İlkbahar dönemi (Mart–Mayıs), kısmi bir artış eğilimi sergilemiş olup Nisan ayında 0,091 litre/m², Mayıs ayında 0,098 litre/m² değerleri kaydedilmiştir. Bu sonuçlar, atmosferik sıcaklık ve bağıl nem koşullarının pasif yoğuşma potansiyeli üzerindeki belirleyici etkisini açık biçimde doğrulamaktadır. Özellikle kış aylarında daha düşük sıcaklık ve yüksek bağıl nem kombinasyonu, yüzey sıcaklığının çiy noktasının altına düşmesini kolaylaştırarak yoğuşma verimini artırmaktadır. Aylık veriler arasındaki değişkenlik incelendiğinde, aylık toplamlar için değişim katsayısının (CV) %60'ın üzerinde olduğu tahmin edilmekte olup, bu durum sistem performansında belirgin bir mevsimsellik olduğunu göstermektedir. Şekil 3, Akdeniz iklim kuşağında yer alan bölgelerde pasif atmosferik yoğuşma sistemlerinin tasarım ve işletmesinde kış ve erken ilkbahar aylarına odaklanılması gerektiğini sayısal olarak doğrulamaktadır. Zira yıllık toplam yoğuşmanın %75'e varan kısmı bu dönemlerde toplanabilmektedir.



Şekil 3. Mersin ili için aylara göre toplam atmosferik yoğuşma miktarı.

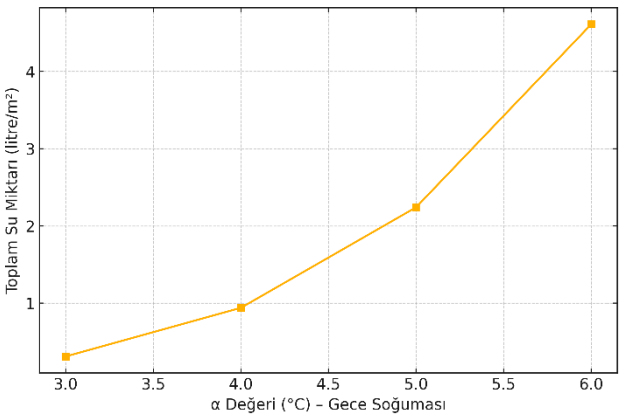


Şekil 4. Günün saatine göre yoğuşma yoğunluğunun toplam dağılımı.

Şekil 4, atmosferik yoğuşmanın saatlik dağılımının gece ve gündüz koşullarına bağlı olarak belirgin biçimde farklılaştığını ortaya koymaktadır. Özellikle gece yarısı ile sabah erken saatler (00:00–05:00) arasında, yüzey sıcaklıklarının çevre sıcaklıklarının altına düşmesi ve bağıl nemin doygunluğa yaklaşması nedeniyle yoğuşma miktarı maksimum seviyelere (0,07 litre/m² ve üzeri) ulaşmıştır. Buna karşın, gündüz saatlerinde (10:00–15:00) yüzey sıcaklıkları artmakta ve radyatif soğuma etkisi ortadan kalktığı için yoğuşma miktarları 0,02 litre/m² seviyesinin altına gerilemektedir. Akşam saatlerinden itibaren sıcaklık düşüşüyle birlikte yeniden yoğuşma potansiyelinde artış gözlenmiş ve 19:00 saatinde 0,070 litre/m² seviyesine ulaşılmıştır. Bu durum, atmosferik yoğuşmanın doğrudan radyatif soğuma ve nem doygunluğuna bağlı olduğunu doğrulamakta; özellikle gece ve sabaha karşı saatlerde pasif sistemlerin verimliliğinin gündüz saatlerine göre 4 kata kadar daha

fazla olabileceğini ortaya koymaktadır. Toplam yoğuşmanın yaklaşık %45'i gece saatlerinde oluşmakta olup, bu durum tasarım ve işletme stratejilerinin gece saatlerine odaklanmasını zorunlu kılmaktadır.

Şekil 5, yüzeyin gece saatlerinde çevre sıcaklığına göre gösterdiği radyatif soğuma farkının (α) atmosferik yoğuşma potansiyeli üzerindeki belirleyici etkisini net biçimde ortaya koymaktadır. Elde edilen sonuçlar, α değeri arttıkça yoğuşma miktarının doğrusal olmayan, ivmeli bir şekilde yükseldiğini göstermektedir. 3 °C soğuma farkı senaryosunda 0,31 litre/m² olan toplam yoğuşma miktarı, 6 °C soğuma farkında 4,6 litre/m²'ye ulaşarak yaklaşık 15 kat artış sağlamıştır. Özellikle 5 °C'den 6 °C'ye geçişte %100'e yakın artış, kritik eşiklerin varlığına işaret etmektedir. Bu sonuç, yüzey malzemesinin seçimi ve geometrik konfigürasyonuyla optimize edilen radyatif soğuma kapasitesinin sistem performansını doğrudan belirlediğini göstermektedir. Yoğuşma sistemlerinin tasarımında, gece soğumasını artıracak malzeme tercihleri ve yerleşim stratejileri ile yoğuşma verimi %1480 oranına kadar artırılabilir. Ayrıca, yüzeyin çevresine göre gece saatlerinde sahip olduğu soğuma farkını temsil eden α parametresine göre yıllık toplam yoğuşma verimini ve yoğuşmalı saat sayısını Tablo 1'de verilmektedir. Tablo 1'de α değeri arttıkça hem yoğuşmalı saat sayısında hem de toplam yoğuşma veriminde belirgin bir artış gözlemlenmiştir. α = 3 °C durumunda yıllık toplam 0,31 litre/m² yoğuşma ve 1.184 saat, α = 4 °C'de 0,94 litre/m² ve 2.807 saat, α = 5 °C'de 2,24 litre/m² ve 5.494 saat, α = 6 °C'de ise 4,61 litre/m² ve 9.694 saat yoğuşma gerçekleşmiştir. α değeri 3 °C'den 6 °C'ye çıktığında toplam yoğuşma miktarı yaklaşık 14,8 kat artış göstermektedir. Yoğuşmalı saat sayısı ise aynı aralıkta 8 kata yakın bir artış sergilemiştir.

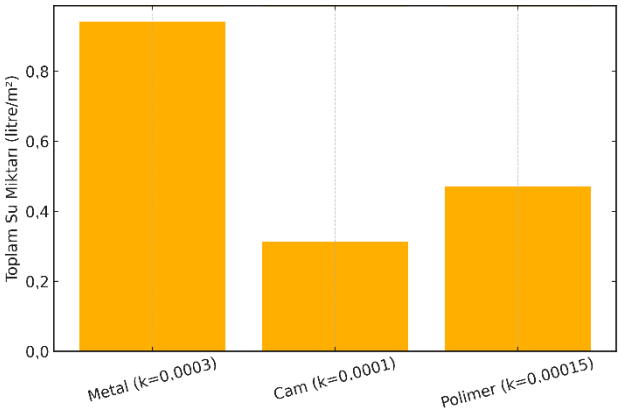


Şekil 5. Gece soğuma farkı (α) değerine göre toplam yıllık yoğuşma verimi.

Tablo 1. α değerine göre yıllık toplam yoğuşma verimi ve yoğuşmalı saat sayısı.

α (°C)	Yoğuşmalı saat sayısı (-)	Toplam su verimi (litre/ m²/yıl)
3	1.184	0,31
4	2807	0,94
5	5494	2,24
6	9694	4,61

Şekil 6, farklı yüzey malzemelerinin atmosferik yoğuşma potansiyeline olan etkisini açık biçimde ortaya koymaktadır. Metal yüzey, yüksek ısıl iletkenlik katsayısı (k=0,0003 m²/°C·h) sayesinde çevresel sıcaklık değişimlerine daha hızlı tepki vermekte ve yüzey sıcaklığını çiy noktasının altına daha etkin biçimde indirerek 0,94 litre/m² ile en yüksek yoğuşma verimini sağlamaktadır. Buna karşın, düşük iletim katsayısına sahip cam yüzey (k=0,0001 m²/°C·h) yalnızca 0,29 litre/m² toplam yoğuşma miktarına ulaşabilmiştir. Polimer yüzey ise 0,47 litre/m² ile cam yüzeye göre daha yüksek performans göstermiş, ancak metal yüzeye kıyasla %50 düzeyinde daha düşük bir verim sergilemiştir. Elde edilen sonuçlar, ısıl iletkenliğin pasif atmosferik yoğuşma sistemleri açısından kritik bir parametre olduğunu doğrulamakta; metal yüzeylerin toplam yoğuşma verimini cam yüzeylere göre %220 oranında artırabileceğini göstermektedir. Sistem tasarımında malzeme seçimi, yıllık toplam verimi doğrudan etkileyen belirleyici bir unsur olarak öne çıkmaktadır. Ayrıca, Şekil 5 ve Şekil 6, yüzey sıcaklığının çevreye göre gece soğuması farkı (α) ve yüzey malzemesinin ısıl iletkenliğinin yoğuşma üzerindeki etkisini göstermiştir. α değeri 3°C'den 6 °C'ye çıkarıldığında toplam yoğuşma 15 kata varan oranda artmıştır. Benzer şekilde, metal yüzey (k=0,0003 m²/°C·h) cam yüzeye kıyasla 3,2 kat daha fazla yoğuşma sağlamıştır. Bu sonuç, yüzey soğuma kabiliyetinin ve malzeme seçimlerinin sistem performansı üzerinde doğrudan belirleyici olduğunu göstermektedir.



Şekil 6. Farklı yüzey malzemelerine göre yıllık toplam yoğuşma miktarı.

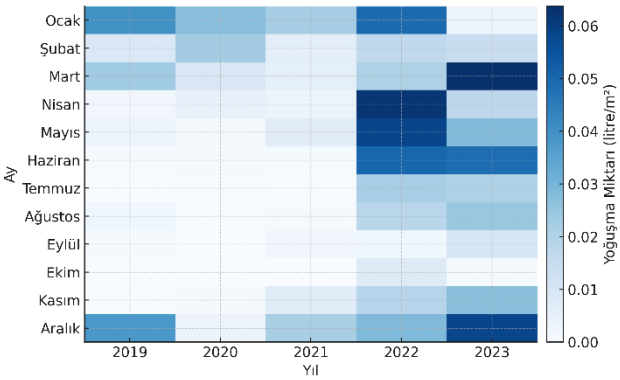
Tablo 2. Farklı yüzey malzemeleri için yıllık toplam atmosferik yoğuşma verimi.

Yüzey malzemesi	Yoğuşma katsayısı (m²/°C·h)	Yoğuşmalı saat sayısı (-)	Toplam su verimi (litre/m²/yıl)
Metal	0,0003	2.807	0,94
Cam	0,0001	2.807	0,31
Polimer	0,00015	2.807	0,47

Tablo 2, farklı yüzey malzemelerine ait yoğuşma iletim katsayısı, yıllık toplam yoğuşmalı saat sayısı ve toplam su verimi parametrelerini karşılaştırmalı olarak sunmaktadır. Metal yüzey (k=0,0003 m²/°C·h) en yüksek yoğuşma verimini 0,94 litre/m² ile sağlamıştır. Cam yüzey (k=0,0001 m²/°C·h) yalnızca 0,31 litre/m² verim göstermiştir. Polimer yüzey (k=0,00015 m²/°C·h) ise 0,47 litre/m² değerine ulaşmıştır. Tüm yüzeyler için yoğuşmalı

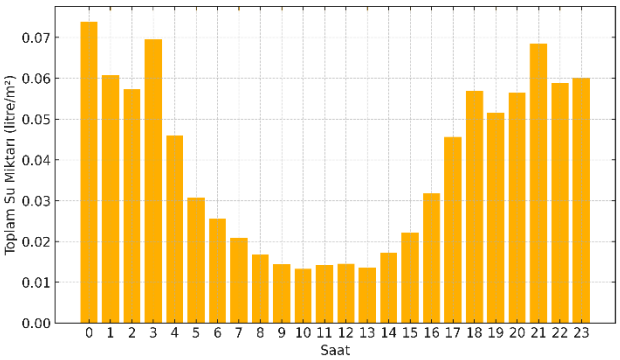
saat sayısı sabit tutulmuş (2.807 saat) olup, malzeme etkisi yalnızca iletim katsayısından kaynaklanmaktadır. Metal yüzeyin cam yüzeye göre %203 daha fazla, polimer yüzeye göre ise yaklaşık %100 daha yüksek yoğuşma verimi sağladığı belirlenmiştir. Bu sonuçlar, ısıl iletkenliğin pasif atmosferik yoğuşma sistemlerinde en temel verim belirleyici unsur olduğunu somut biçimde göstermektedir.

Şekil 7, atmosferik yoğuşma miktarının yıllar ve aylar bazında mevsimsel ve yıllık değişkenliğini ısı haritası formatında detaylı şekilde göstermektedir. Veriler, özellikle kış ve erken ilkbahar aylarında (Ocak–Mayıs) yoğuşma potansiyelinin en yüksek seviyelere ulaştığını, buna karşın Haziran–Ekim aylarında tüm yıllar boyunca oldukça düşük kaldığını ortaya koymaktadır. Özellikle 2022 yılı, Mart–Mayıs döneminde toplam yoğuşma miktarının diğer yıllara kıyasla %40'a varan oranda fazla olmasıyla dikkat çekmektedir. Yoğuşma miktarındaki bu dönemsel farklılıklar, bölgenin nemli subtropikal iklim koşulları, sıcaklık ve bağıl nem kombinasyonlarının yıllık döngüsüne doğrudan bağlıdır. Şekil 3 ve Şekil 7 bağlamında en yüksek yoğuşma miktarları Aralık–Ocak aylarında (0,14–0,15 litre/m²) kaydedilirken, yaz aylarında yoğuşma potansiyeli minimum seviyelere inmiştir. Özellikle 2022 yılı Mart–Mayıs döneminde, diğer yıllara kıyasla %40 daha yüksek yoğuşma performansı gözlenmiştir. Ayrıca, yaz aylarında yüzey sıcaklığının yüksek kalması nedeniyle yoğuşma potansiyelinin neredeyse ortadan kalktığı net biçimde gözlenmektedir. Bu bulgular, pasif yoğuşma sistemlerinin yılın yalnızca belirli dönemlerinde verimli çalışacağını ve tasarımda mevsimsellik faktörünün mutlaka dikkate alınması gerektiğini açıkça ortaya koymaktadır.



Şekil 7. Yıllara göre aylık toplam yoğuşma dağılımı – ısı haritası formatında.

Şekil 8, gün içindeki saatlik yoğuşma yoğunluğunun belirgin bir döngüsel yapıya sahip olduğunu ortaya koymaktadır. Özellikle gece yarısından sabaha kadar olan süreçte (00:00–05:00), yüzey sıcaklığının çevresel sıcaklıktan daha düşük seviyelerde olması ve bağıl nemin doygunluğa yaklaşması nedeniyle yoğuşma miktarları 0,06–0,07 litre/m² aralığında maksimum değerlere ulaşmıştır. Buna karşılık, gündüz saatlerinde (10:00–15:00) yüzey sıcaklıklarının yükselmesi ve radyatif soğuma etkisinin ortadan kalkmasıyla birlikte yoğuşma miktarları 0,015 litre/m² seviyelerine kadar gerilemiştir. Özellikle saat 11:00–13:00 aralığı minimum değerleri temsil etmektedir. Akşam saatlerinden itibaren sıcaklık düşüşüne paralel olarak yoğuşma potansiyelinde tekrar artış gözlenmiş ve 20:00–21:00 saatlerinde 0,069 litre/m² seviyesine ulaşılmıştır. Şekil 4 ve Şekil 8, günün saatlik dilimlerinde gece yarısından sabaha (00:00–06:00) kadar olan süreçte yoğuşmanın maksimuma ulaştığını (0,07 litre/m²'ye kadar) doğrulamıştır. Gündüz saatlerinde yoğuşma miktarları yaklaşık 5 kat daha düşük gerçekleşmiştir. Bu bulgular, atmosferik yoğuşma sistemlerinin performansının gece saatlerinde gündüze kıyasla yaklaşık 5 kat daha yüksek olduğunu ve tasarım ile işletme planlamasının bu zaman dilimlerine odaklanması gerektiğini açıkça göstermektedir.



Şekil 8. Gün içinde saatlik yoğuşma yoğunluğunun histogram dağılımı.

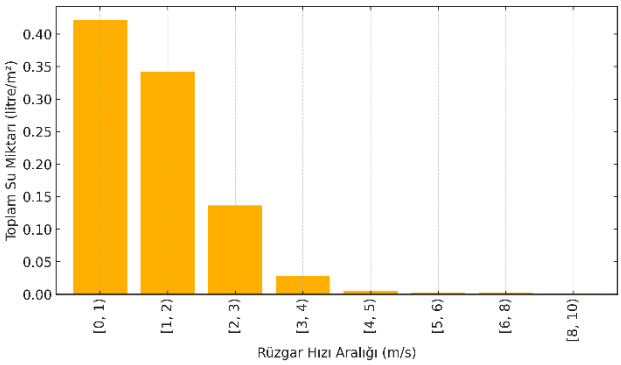
Tablo 3, en yoğun atmosferik yoğuşma gerçekleşen saat dilimleri (0–23 saat), litre/m² cinsinden yoğuşma miktarları ve ilgili aylar (1–12) şeklinde sunulmaktadır. En yüksek yoğuşma 0,150 litre/m² ile gece 00:00 saatinde (Aralık ayında) gerçekleşmiş, bunu 03:00 saatinde (Ocak) 0,141 litre/m², 21:00'de (Mart) 0,122 litre/m², 01:00'de (Haziran) 0,101 litre/m² ve 23:00'de (Mayıs) 0,098 litre/m² takip etmiştir. Yoğuşmanın özellikle gece ve akşam saatlerinde yoğunlaştığı, gündüz saatlerinde ise ihmal edilebilir seviyede kaldığı görülmektedir. Ayrıca en yoğun yoğuşma saatlerinin Aralık, Ocak ve Mart gibi kış ve ilkbahar aylarında yoğunlaştığı tespit edilmiştir. Bu bulgular, atmosferik yoğuşma sistemlerinin performansının gece saatleri ve belirli mevsimsel koşullarda optimize edilmesi gerektiğini kanıtlamaktadır. Özellikle 00:00–03:00 saat aralığında, yoğuşma verimi diğer saat dilimlerine kıyasla %50'ye varan oranlarda daha yüksektir.

Tablo 3. En yoğun yoğuşmalı saatler ve aylar.

En yoğun saatler (0–23)	Yoğuşma (litre/m²)	En yoğun aylar (1–12)
0	0,15048	12
3	0,14184	1
21	0,12252	3
1	0,10146	6

Şekil 9, rüzgar hızının atmosferik yoğuşma sistemleri üzerindeki etkisini açık bir şekilde göstermektedir. Düşük rüzgar hızlarında (0–2 m/s) yüzeyde oluşan sınır tabaka durağan kalmakta ve yüzey sıcaklığı çevresine göre daha kolay şekilde düşerek yoğuşma potansiyelini artırmaktadır. Bu kapsamda, 0–1 m/s aralığında en yüksek

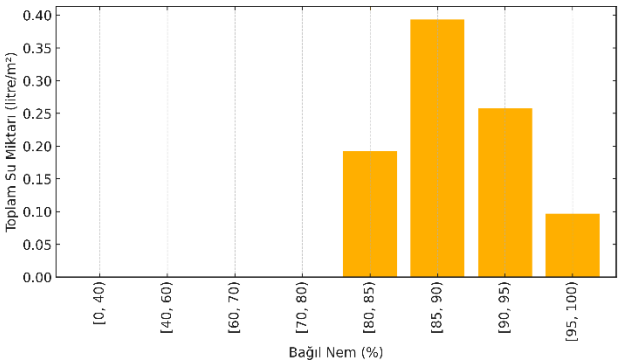
yoğuşma miktarı (0,42 litre/m²) elde edilmiştir. Ancak rüzgar hızının artması ile sınır tabakanın bozulması, yüzey sıcaklığının ortam sıcaklığına yaklaşması ve buharlaşmanın artması nedeniyle yoğuşma miktarında belirgin bir azalma meydana gelmektedir. Özellikle 3 m/s'nin üzerinde yoğuşma potansiyeli neredeyse yok denecek seviyeye gerilemiş, 5 m/s ve üzerinde yoğuşma miktarı ihmal edilebilir düzeye inmiştir. Şekil 9'daki bulgular, pasif atmosferik yoğuşma sistemlerinin yüksek verimle çalışabilmesi için düşük rüzgar hızlarının tercih edilmesi gerektiğini göstermekte, ayrıca sistem tasarımında rüzgar yönü ve hızına karşı koruyucu önlemler alınmasının gerekliliğini vurgulamaktadır. 0–1 m/s ile 5–10 m/s arası arasında yaklaşık 400 kat verim farkı olması, bu etkinin büyüklüğünü net biçimde ortaya koymaktadır.



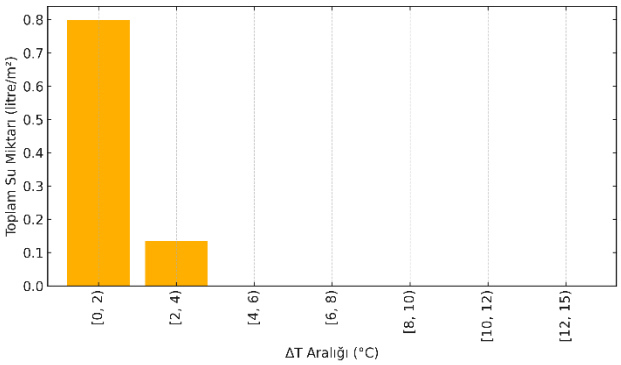
Şekil 9. Rüzgar hızı aralığına göre toplam atmosferik yoğuşma miktarı.

Şekil 10, bağıl nemin atmosferik yoğuşma verimi üzerindeki kritik rolünü açık şekilde göstermektedir. %85–90 bağıl nem aralığında toplam yoğuşma miktarı 0,39 litre/m² ile maksimum seviyeye ulaşmıştır. Bu aralık, havanın çiy noktasına en yakın olduğu ve yüzey sıcaklığının çiy noktasının altına düşmesinin en kolay gerçekleştiği koşulları temsil etmektedir. Bağıl nem %90'ın üzerine çıktığında (95–100%) ise toplam yoğuşma miktarı %75 oranında azalmış ve 0,09 L/m² seviyesine gerilemiştir. Bu durum, aşırı doygun ortamlarda yağış oluşumu nedeniyle yoğuşma veriminin yüzey üzerinde azalabileceğini göstermektedir. %80'in altındaki bağıl nem değerlerinde yoğuşma neredeyse oluşmamaktadır. Bu bulgular, pasif atmosferik yoğuşma sistemlerinin verimli çalışabilmesi için bağıl nemin %80–90 aralığında olduğu saat ve dönemlerin tercih edilmesi gerektiğini ortaya koymaktadır. Özellikle %85–90 aralığında elde edilen verim, %95–100 aralığına göre 4 kat daha yüksektir, bu da optimum nem koşullarının sistem tasarımında dikkate alınmasının gerekliliğini vurgulamaktadır.

Şekil 11, kuru ve yaş termometre sıcaklıkları farkı (ΔT) ile atmosferik yoğuşma potansiyeli arasındaki ilişkiyi net biçimde ortaya koymaktadır. ΔT aralığı 0–2 °C olduğunda toplam yoğuşma miktarı 0,80 L/m² ile maksimum seviyeye ulaşmıştır. Bu durum, atmosferin bağıl nem açısından doygunluğa çok yakın olduğu ve yüzey sıcaklığının çiy noktasının altına kolayca inebildiği koşulları ifade etmektedir. ΔT değerinin 2–4 °C aralığına çıkması durumunda toplam yoğuşma miktarı yaklaşık %85 azalarak 0,13 L/m²'ye gerilemiştir. ΔT değeri 4 °C ve üzerine çıktığında ise atmosferin doygunluktan uzaklaşması nedeniyle yoğuşma tamamen ortadan kalkmıştır. Bu bulgular, pasif atmosferik yoğuşma sistemlerinin en verimli çalıştığı koşulların ΔT < 2°C olduğu ve bu eşik değerin üzerine çıkıldığında sistem veriminin dramatik biçimde düştüğünü göstermektedir. 0–2 °C aralığındaki yoğuşma miktarı, 2–4 °C aralığına göre yaklaşık 6 kat daha fazladır. Bu durum, ΔT farkının sistem tasarımında ve saatlik/mekânsal analizlerde dikkate alınması gerektiğini ortaya koymaktadır.



Şekil 10. Bağıl nem yüzdesine göre toplam yoğuşma miktarı.

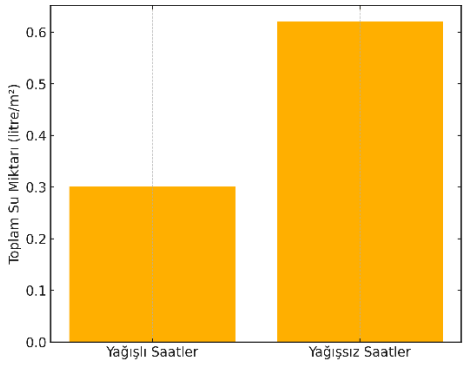


Şekil 11. ΔT ($T_{db} - T_{wb}$) farkına göre toplam yoğuşma miktarı.

Şekil 9, Şekil 10 ve Şekil 11, meteorolojik parametrelerin etkisini sayısal olarak kanıtlamıştır. Rüzgar hızının 0–1 m/s aralığında toplam yoğuşma 0,42 L/m² iken, 5 m/s ve üzeri hızlarda neredeyse sıfıra yakın seviyeye inmiş ve yaklaşık 400 kat fark oluşmuştur. Bağıl nem %85–90 aralığında maksimum verime ulaşmış (0,39 L/m²), %80'in altındaki nem koşullarında ise sistemin verimi ihmal edilebilir seviyede kalmıştır. ΔT farkının (T_{db}–T_{wb}) 0–2 °C aralığında toplam yoğuşma 0,8 L/m² iken, 4 °C'nin üzerindeki tüm durumlarda sıfıra düşmesi, atmosferin doygunluğa yakın olduğu koşullarda sistemin en yüksek verimi sağladığını kanıtlamaktadır.

Şekil 12, yağışlı ve yağışsız saatlerde atmosferik yoğuşma potansiyelinde meydana gelen farklılığı açıkça ortaya koymaktadır. Yağışsız saatlerde toplam yoğuşma miktarı 0,62 L/m² iken, yağışlı saatlerde bu değer 0,30 L/m²'de kalmıştır. Elde edilen veriler, yağışın atmosferik yoğuşma sistemleri için destekleyici değil, aksine sınırlayıcı bir etkiye sahip olduğunu göstermektedir. Yağışlı saatlerde havanın doygunluk seviyesine ulaşması nedeniyle ek bir yüzey yoğuşmasına ihtiyaç kalmamakta, dolayısıyla

sistem verimi düşmektedir. Buna karşın, yoğuşmasız (ancak yüksek nemli) saatlerde pasif yüzey soğuması nedeniyle yoğuşma verimi artmaktadır. Yağışsız saatlerde gerçekleşen yoğuşma miktarı, yağışlı saatlere göre 2 katın üzerinde daha fazladır. Bu bulgu, pasif atmosferik yoğuşma sistemlerinin tasarımında yağışsız, ancak gece radyatif soğumanın etkin olduğu saatlere odaklanılması gerektiğini doğrulamaktadır.



Şekil 12. Yağışlı ve yağışsız saatlerdeki yoğuşma veriminin karşılaştırması.

Genel olarak, pasif atmosferik yoğuşma sistemlerinin en verimli çalıştığı koşullar; kış–ilkbahar mevsimleri, gece saatleri, düşük rüzgar hızı (<2 m/s), yüksek bağıl nem (%85–90), düşük ΔT (<2 °C) ve metal yüzey kullanımı ile sağlanmaktadır. Tasarım ve uygulama süreçlerinde bu parametrelerin dikkate alınması, yıllık toplam su hasadını en az 4–6 kat artırabilecek potansiyele sahiptir.

SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Bu çalışma, Mersin ili özelinde beş yıllık saatlik meteorolojik veriye dayalı olarak geliştirilen özgün bir Atmosferik Yoğuşma Zamanlayıcısı (AYZ) algoritması vasıtasıyla, pasif atmosferik yoğuşma yoluyla elde edilebilecek su hasadı potansiyelini detaylı biçimde ortaya koymuştur. Çalışmanın özgün bilimsel katkısı; Türkiye gibi nemli subtropikal kuşakta yer alan bölgelerde, saatlik bazda ΔT farkı (T_{kt}–$T_{ıt}$), bağıl nem ve çiy noktası sıcaklığı parametreleri eşliğinde karar temelli bir zamanlayıcı geliştirerek, yoğuşma oluşumunun zamansal ve mevsimsel döngüsünü ilk kez sistematik olarak modellemesidir. Literatürde çoğu çalışma aylık veya yıllık bazda sınırlı değerlendirmeler yaparken, bu araştırma saatlik çözünürlükte detaylı analizlerle bilimsel bir boşluğu doldurmuştur. Çalışmada metal, cam ve polimer yüzeyler için yüzey soğuma senaryoları (α = 3–6 °C) değerlendirilmiş, en yüksek verim metal yüzeyde ve 6 °C gece soğuma farkında elde edilmiştir. Metal yüzeyler, cam yüzeylere kıyasla yıllık toplamda %220 daha fazla yoğuşma sağlamış; gece soğuma farkı ise toplam verimi 15 kata kadar artırabilmiştir. En yoğun yoğuşma saatlerinin 00:00–03:00 aralığında ve Aralık–Ocak aylarında meydana geldiği belirlenmiştir. Ayrıca, düşük rüzgar hızlarının (<2 m/s), yüksek bağıl nemin (%85–90) ve düşük ΔT farklarının (<2 °C) atmosferik yoğuşma potansiyelini optimize ettiği, istatistiksel analizlerle sayısal olarak kanıtlanmıştır. Özellikle 0–1 m/s aralığında 400 kata varan verim artışı sağlandığı görülmüştür. Bu bulgular, yarı kurak ve nemli subtropikal bölgelerde, gece radyatif soğuma temelli pasif atmosferik yoğuşma sistemlerinin optimize edilmesinde malzeme seçimi (metal yüzeyler), gece saatlerine odaklanma ve mikroklimatik faktörlere duyarlı tasarımın temel belirleyici unsurlar olduğunu göstermektedir. Çalışma sonucunda elde edilen veriler, iklim krizinin derinleştiği günümüzde sürdürülebilir su kaynakları oluşturmak ve pasif su toplama sistemlerinin bölgesel ölçekli uygulanabilirliğini artırmak adına mühendislik literatürüne somut katkı sunmaktadır. Gelecekteki çalışmalarda, geliştirilen AYZ algoritmasının farklı iklim tipleri (yarı kurak, çöl vb.) için genişletilmesi, sahada prototip sistemlerle doğrulanması ve toplanan suyun içilebilirlik veya kullanım açısından kalite değerlendirmelerine odaklanılması önerilmektedir. Ayrıca, bina entegre sistemler (BIPV gibi) ile entegrasyon potansiyelinin araştırılması, su-enerji-nem üçgeninde sürdürülebilir çözümler sunabilir.

SEMBOLLER

a, b	Sabit sayılar [-]
k	Yüzey yoğuşma iletim katsayısı [m²/°C·h]
ṁ	Yoğuşan su kütlesel debisi [kg/m²·h]
NB	Bağıl nem [%]
P	Basınç [Pa, bar]
T	Sıcaklık [°C]
ΔT	Sıcaklık farkı [°C]
α	Gece radyatif soğuma nedeniyle çevresel sıcaklıktan fark [°C]

Alt İndisler

çn	Çiy noktası
db	Doymuş buhar
gsb	Gerçek su buharı
ıt	Islak termometre
kt	Kuru termometre
y	Yüzey

KAYNAKLAR

Alduchov O. A. and Eskridge R. E., 1996, Improved Magnus Form Approximation of Saturation Vapor Pressure, *Journal of Applied Meteorology*, 35, 4, 601-609.

Allen R. G., Pereira L. S., Raes D. and Smith M., 1998, Crop Evapotranspiration: Guidelines for Computing Crop Water Requirements, FAO Irrigation and Drainage Paper 56.

ASHRAE, 2019, Handbook – Fundamentals (Chapter 1: Psychrometrics). Atlanta: American Society of Heating, Refrigerating and Air-Conditioning Engineers.

Atashi N., Tuure J., Alakukku L., Rahimi D., Pellikka P., Zaidan M. A., Vuollekoski H., Räsänen M., Kulmala M., Vesala T. and Hussein T., 2021, An Attempt to Utilize a Regional Dew Formation Model in Kenya, *Water*, 13, 9, 1261.

Beysens D., 1995, The Formation of Dew, *Atmospheric Research*, 39, 1-3, 215-237.

Beysens D., 2006, Dew Water, In: Brebbia C. A. (Ed.), Water Resources Management, WIT Press.

Bolan S., Padhye L. P., Jasemizad T., Govarthanan M., Karmegam N., Wijesekara H., Amarasiri D., Hou D., Zhou P., Biswal B. K., Balasubramanian R., Wang H., Siddique K. H. M., Rinklebe J., Kirkham M. B. and Bolan N., 2024, Impacts of Climate Change on the Fate of Contaminants through Extreme Weather Events, *Science of the Total Environment*, 909, 168388.

Dharmasastha K., Zhong Z., Niu J. and Liang H., 2023, A Comprehensive Review of Cover-Shield-Assisted Radiant Cooling System, *Energy and Buildings*, 291, 113121.

Gao K., Feng J., Yao L., Lau K. and Ng E., 2025, Ensuring Accurate Microclimate Research: How to Select Representative Meteorological Data of Local Climate in Microclimate Studies. *Building and Environment*, 267, 112166.

Gungor S., 2023, Analytical Investigations on the Condensation Performance of Vertical, Tilted and Horizontal Surfaces for passive water harvesting, *Mugla Journal of Science and Technology*, 9, 1, 63-70.

Haechler I., Park H., Schnoering G., Gulich T., Rohner M., Tripathy A., Milionis A., Schutzius T. M. and Poulikakos D., 2021, Exploiting Radiative Cooling for Uninterrupted 24-Hour Water Harvesting from the Atmosphere, *Science Advances*, 7, 26, eabf3978.

Jacobs A. F. G., Heusinkveld B. G. and Berkowicz S. M., 2008, Dew Deposition on Artificial Surfaces, *Atmospheric Research*, 87, 3-4, 377-385.

Jaradat M., Albatayneh A., Alsotary O., Hammad R., Juaidi A. and Manzano-Agugliaro F., 2023, Water Harvesting System in Greenhouses With Liquid Desiccant Technology, *Journal of Cleaner Production*, 414, 137587.

Jarimi H., Powell R. and Riffat S., 2020, Review of Sustainable Methods for Atmospheric Water Harvesting, *International Journal of Low-Carbon Technologies*, 15, 2, 253-276.

Kindangen J. I. and Umboh M. K., 2017, Design of Evaporative-Cooling Roof for Decreasing Air Temperatures in Buildings in the Humid Tropics, *AIP Conference Proceedings*, 1818, 020023.

Lawrence M. G., 2005, The Relationship Between Relative Humidity and the Dewpoint Temperature in Moist Air: A Simple Conversion and Applications, *Bulletin of the American Meteorological Society*, 86, 2, 225-233.

Lekouch I., Muselli M., Kabbachi B., Ouazzani J. and Beysens D., 2012, Dew, Fog, and Rain as Supplementary Sources of Water in South-Western Morocco, *Energy*, 36(4), 2257-2265.

Maestre-Valero J. F., Martínez-Alvarez V., Baille A., Martín-Górriz B. and Gallego-Elvira B., 2011, Comparative Analysis of Two Polyethylene Foil Materials for Dew Harvesting in a Semi-Arid Climate, *Journal of Hydrology*, 410, 1-2, 84-91.

Meteoroloji Genel Müdürlüğü, 2024, Meteorolojik veriler, https://www.mgm.gov.tr/.

Monteith J. L. and Unsworth, M. H., 2014, Principles of Environmental Physics: Plants, Animals, and the Atmosphere. Academic Press, Oxford, UK.

Murray F. W., 1967, On the Computation of Saturation Vapor Pressure, *Journal of Applied Meteorology*, 6, 1, 203-204.

Muselli M., Beysens D., Mileta M. and Milimouk I., 2009, Dew and rain water collection in the Dalmatian Coast, Croatia. *Atmospheric Research*, 92, 4, 455-463.

Muzammil M., Zahid A., Farooq U., Saddique N. and Breuer L., 2023, Climate Change Adaptation Strategies for Sustainable Water Management in the Indus Basin of Pakistan, *Science of the Total Environment*, 878, 163143.

Nishad S., Elmoughni H. M. and Krupa I., 2025, Advancements in Radiative Cooling Structures for Atmospheric Water Harvesting: A Comprehensive Review. *Applied Energy*, 377, 124576.

Öztürk M. Z., Çetinkaya G. ve Aydın S., 2017, Köppen-Geiger İklim Sınıflandırmasına Göre Türkiye'nin İklim Tipleri, *Coğrafya Dergisi*, 2017, 35, 17-27.

Poku R., Oyinki T. W. and Ogbonnaya E.A., 2017, The Effects of Evaporative Cooling in Tropical Climate, *American Journal of Mechanical Engineering*, 5, 4, 145-150.

Rosińska W., Jurasz J., Przestrzelska K., Wartalska K. and Kaźmierczak B., 2024, Climate Change's Ripple Effect on Water Supply Systems and the Water-Energy Nexus – A Review. *Water Resources and Industry*, 32, 100266.

Tetens O., 1930, Über Einige Meteorologische Begriffe, *Zeitschrift für Geophysik*, 6, 297-309.

Yılmaz E. ve Çiçek İ., 2019, Türkiye'de Köppen-Geiger İklim Tiplerindeki Zamanmekansal Değişimler, *Ankara Üniversitesi Dil ve Tarih-Coğrafya Fakültesi Dergisi*, 59.1, 181-202.

TİCARİ KUTU SOĞUTUCULARDA DEĞİŞKEN HIZLI KOMPRESÖR VE YÜKSEK VERİMLİ FAN MOTORUNUN ENERJİ PERFORMANSINA KATKISI: DENEYSEL BİR ÇALIŞMA

F. Mertkan ARSLAN, Olcay ÖNER, Hakan TAVUKÇU, Hilal Eyinç AKKAYA, Abdullah ÇALIŞKAN, Evren GÜMÜÇ, Bora DEVRİM, Gamze ULUDAĞ, Hüseyin GÜNERHAN

Özet:

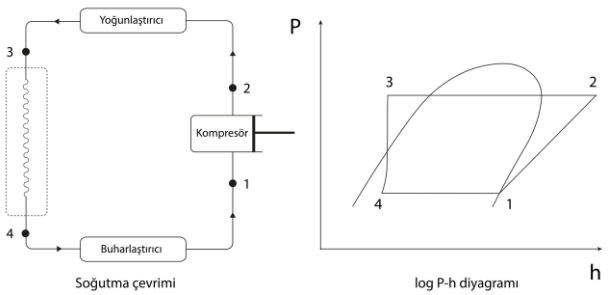
Bu çalışma kapsamında, dikey cam kapılı bir ticari kutu tipi soğutucu kabinin, farklı kompresör tipleri ve kondenser fanı etkisindeki enerji tüketimi deneysel olarak incelenmiştir. Kompresör tipi olarak, R600a (izobütan) soğutucu akışkanıyla çalışan sabit hızlı ve değişken hızlı kompresörler kullanılmıştır. Kondenser fan motorunun enerji tüketimine etkisini değerlendirebilmek amacıyla ise nominal güçleri sırasıyla 27 W ve enerji tasarruflu 7 W olan iki farklı fan motoru tercih edilmiştir. Deneysel düzenek, TS EN ISO 22044:2022 standardına uygun şekilde kalibre edilerek kurulmuştur. Deneyler, 25°C sıcaklık ve %60 bağıl nem sağlayan iklimlendirme odasında, 24 saatlik sürelerle gerçekleştirilmiştir. Tüm testlerde, elektronik termostat parametreleri, kutu içi sıcaklığın -1 °C ile 6 °C arasında, ortalama ~2,2 °C civarında kalacak şekilde ayarlanmıştır. Bu çalışmada kullanılan teşhir dolapları, içerdikleri kompresör ve kondenser fan motoru bileşenlerine göre üç farklı gruba ayrılmıştır: (1) sabit hızlı kompresör ve 27 W gücünde kondenser fan motoruna sahip kabin, (2) değişken hızlı kompresör ve 27 W fan motoru ile donatılmış kabin ve (3) değişken hızlı kompresörle birlikte 7 W fan motoru kullanılan kabindir. Enerji tüketim testleri sonuçlarına göre, 2,144 kWh enerji harcayan 1 numaralı kabin referans alındığında; 2 numaralı kabin 1,468 kWh ile %31,5, 3 numaralı kabin ise 1,167 kWh ile %45,6 oranında daha verimli bulunmuştur. Bu doğrultuda, sabit hızlı kompresör yerine kullanılan değişken hızlı kompresörlerin ve yüksek verimli kondenser fan motorlarının, soğutma sisteminin toplam enerji verimliliği üzerinde anlamlı bir iyileştirme sağladığı bu deneysel çalışma ile ortaya konmuştur.

Anahtar Kelimeler: Ticari Soğutucular, Enerji Verimliliği, Enerji Tüketimi, Sabit ve Değişken Hızlı Kompresör, Kondenser Fan Motoru

GİRİŞ

Ticari soğutucular, yerleştirme biçimlerine göre yatay, dikey, yarı dikey ve kombine; kullanım özelliklerine göre ise açık veya kapalı tasarıma sahip olacak şekilde sınıflandırılmaktadır (TS EN ISO 22044). Bu çalışmada ise, dikey konumlandırılmış ve cam kapaklı kapalı tip bir ticari kutu soğutucu tercih edilmiştir (*TS_EN_ISO_22044*, t.y.).

Yüksek soğutma kapasitesi ve soğutma etkinlik katsayısı (COP) gibi avantajları nedeniyle, buhar sıkıştırmalı soğutma çevrimi ticari soğutucularda yaygın olarak tercih edilmektedir. Bu sistem temel olarak; kompresör, yoğuşturucu, genleşme elemanı (kısılma vanası veya kılcal boru) ve buharlaştırıcıdan oluşmaktadır (bkz. Şekil 1). Çevrimin işleyişi kısaca şu şekilde özetlenebilir: Düşük basınç ve düşük sıcaklıktaki soğutucu akışkan kompresöre girerek dışarıdan verilen mekanik enerji ile sıkıştırılır. Kompresörden çıkan yüksek basınçlı ve yüksek sıcaklıklı akışkan, yoğuşturucuya girerek burada sabit basınç altında (boru hattındaki basınç kayıpları ihmal edilirse) çevreye ısı transferi gerçekleştirir ve yoğunlaşarak sıvı faza geçer. Yoğuşan akışkan, ardından kısılma vanasından geçerek ani basınç düşüşüne uğrar; bu noktada sıcaklığı da düşer. Düşük basınçlı bu sıvı-buhar karışımı, buharlaştırıcıya girerek soğutulmak istenen ortamdan ısı çeker ve buhar fazına geçer. Bu çevrim, kompresör çalıştığı sürece sürekli olarak tekrarlanır (Kulkarni vd., 2023; *Çengel ve Boles, 2015*, t.y.)



Şekil 1. Soğutma çevrimi ve log P-h diyagramı

Ticari soğutucularda en fazla enerji tüketen bileşen kompresördür. Bu nedenle, kompresörde yapılacak iyileştirmeler sistemin enerji performansını doğrudan ve önemli ölçüde etkiler. Teşhir dolaplarında da enerjinin büyük bir kısmı kompresörler tarafından

tüketildiğinden, bu durum soğutma verimliliği üzerinde belirleyici bir rol oynar. Değişken hızlı kompresörler, frekans değişimine bağlı olarak hızlarını ayarlayabildikleri ve sabit soğutmayı düşük hızda daha uzun süre sağlayabildikleri için, sık sık açılıp kapanma döngülerinin neden olduğu yüksek enerji tüketimini engeller. Fırçasız DC motor gibi uygun motorlarla birlikte kullanılan değişken hızlı motor sürücüleri, yüksek ilk kalkış akımlarını ortadan kaldırır. Ayrıca, değişken hız teknolojisiyle kompresör hızının düşürülmesi, hız ile güç arasında bulunan kübik ilişki sayesinde enerji tüketimini ciddi ölçüde azaltır. Değişken hızlı kompresörün daha düşük enerji harcadığının gösterildiği bir çalışmada, Ocak ve çalışma arkadaşları (2023), yayımladıkları makalede sabit hızlı (AC, on–off) ve değişken hızlı (DC, inverter) kompresör teknolojilerine sahip iki benzer teşhir dolabını karşılaştırmalı olarak incelemiştir. Her iki sistemde çevre dostu R290 soğutucu akışkanı kullanılmış ve testler ISO 23953-2:2015 standardına uygun şekilde gerçekleştirilmiştir. Sabit hızlı kompresöre sahip sistemin günlük enerji tüketimi 11,2 kWh iken, değişken hızlı kompresör kullanan sistemde bu değer 8,3 kWh olarak ölçülmüş, böylece %25,9 oranında enerji tasarrufu sağlandığı görülmüştür. Çalışma sonucunda, değişken hızlı kompresörlerin daha yüksek verimlilik, daha düşük enerji tüketimi sağladığı ortaya konmuştur (Ocak vd., 2023).

Ekren ve çalışma arkadaşları (2013), sabit hızlı ve değişken hızlı çalıştırılan bir DC kompresörünün performansını deneysel olarak karşılaştırmıştır. Çalışmada, 79 litrelik bir buzdolabına entegre edilen değişken hızlı DC kompresör farklı hızlarda test edilmiştir. Sonuçlar, doğrudan akım kompresörünün değişken hızlı çalışmasının, özellikle yüksek hızlarda, sabit hızlı çalışmaya kıyasla COP, enerji tüketimi ve ekserji verimliliği bakımından çok daha avantajlı olabileceğini ortaya koymuştur (Ekren vd., 2013).

Olszewski ve çalışma arkadaşları (2021), bu çalışmada değişken hızlı çalışan kompresörlerin, kısmi yük altında çalışan soğutma grubu sistemlerindeki termodinamik ve enerji performansını incelemiştir. Deneysel ölçümler, değişken hızlı kompresör kullanımının termodinamik parametrelerdeki dalgalanmaları ortadan kaldırdığını ve özellikle sistemin %55–75'lik yük aralığında çalıştığında en yüksek enerji verimliliğine ulaştığını göstermiştir. Çalışma sonucunda, değişken hızlı kompresör kullanımının, aynı sistemin açma-kapama kontrollü versiyonuna kıyasla enerji tüketiminde %25'e varan tasarruf sağladığı belirlenmiştir (Olszewski, 2022).

Aprea ve çalışma arkadaşları, scroll kompresörlü bir soğutma ve ısı pompası sisteminde kompresör hızının değişken kontrolünün enerji verimliliğine etkisini incelemiştir. Çalışmada, Fuzzy mantık algoritmasıyla kontrol edilen değişken hızlı sistem, sabit hızlı (50 Hz) klasik on/off kontrollü sistem ile karşılaştırılmıştır. Deneyler sonucunda, değişken hızlı çalışmanın özellikle düşük yük durumlarında daha yüksek verim sağladığı ve ortalama %20 enerji tasarrufu elde edildiği belirlenmiştir. Çalışma, değişken hızlı scroll kompresörlerin enerji tasarrufu ve performans iyileştirmesi açısından önemli avantajlar sunduğunu ortaya koymuştur (Aprea vd., 2006).

Kasera ve çalışma arkadaşları (2020), bu çalışmada güneş enerjisiyle çalışan ve R290 soğutucu akışkan kullanılan değişken hızlı bir DC kompresörün enerji verimliliğini deneysel olarak incelemiştir. Deneylerde, kompresörün maksimum hızda (4400 rpm) ve değişken hız modunda çalışması karşılaştırılmıştır. sistem sabit (maksimum) devirde 210,87 W enerji harcarken, değişken devir modunda bu tüketimin 162,45 W'a düştüğünü ve yaklaşık %23 oranında enerji tasarrufu sağlandığını rapor etmişlerdir.

Bu çalışmada, dikey cam kapılı ticari bir kutu tipi soğutucu kabinin enerji tüketimi; farklı kompresör tipleri ve kondenser fan motorlarının etkisi altında deneysel olarak incelenmiştir. R600a (izobütan) soğutucu akışkanıyla çalışan sabit hızlı ve değişken hızlı kompresörler karşılaştırılmış, ayrıca 27 W ve 7 W gücündeki iki farklı fan motoru kullanılmıştır. Deneyler, TS EN ISO 22044:2022 standardına uygun olarak, 25 °C sıcaklık ve %60 bağıl neme sahip iklimlendirme odasında, 24 saatlik sürelerle gerçekleştirilmiştir. Üç farklı kabin tipi, kullanılan bileşenlerine göre numaralandırılarak tanımlanmış ve enerji tüketimleri açısından karşılaştırılmıştır: (1) sabit hızlı kompresör + 27 W kondenser fanı, (2) değişken hızlı kompresör + 27 W kondenser fanı ve (3) değişken hızlı kompresör + 7 W kondenser fanı içeren sistem.

METODOLOJİ

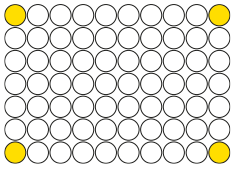
Bu çalışmada test edilen ticari kutu tipi soğutucu, Şekil 2 ile gösterilmiştir. Deneyler, soğutucu tamamen dolu olacak şekilde, toplam 350 adet kutu kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Her bir kutunun içi, %33 propilen glikol ve %67 su karışımıyla doldurulmuştur. Testler, 25 °C sıcaklık ve %60 bağıl nem koşullarının sağlandığı, PID (Oransal–İntegral–Türevsel) kontrol algoritması ile yönetilen bir iklimlendirme odasında yürütülmüştür.



Şekil 2. Testi gerçekleştirilen ticari kutu soğutucusu

İklimlendirme odası ve deney düzeneği, TS EN ISO 22044:2022 standardına uygun olarak kalibre edilmiş ve kurulmuştur.

Deney düzeneğinde, T tipi termokupllar kutuların yüzeylerine, kompresörün emme ve basma hatlarına, kompresörün üst dış yüzeyine, dryer yüzeyine, evaporatör borularına (giriş, orta ve çıkış) ve evaporatörün hava giriş-çıkış noktalarına yerleştirilmiştir. Kutular üzerindeki termokupllar ise, her raf seviyesinde yer alan kutu paketlerinin köşe noktalarına konumlandırılmıştır (bkz. Şekil 3). Bu sayede kutular üzerinden toplam 24 noktadan sıcaklık ölçümü gerçekleştirilmiş ve tüm sistem üzerinden ise toplam 33 farklı noktadan sıcaklık verileri toplanmıştır. Kullanılan T tipi termokupllar, bir panele bağlanmakta ve uçlarında bulunan bakır ve nikel teller arasındaki Seebeck etkisiyle oluşan milivolt (mV) değişimleri özel bir yazılım aracılığıyla okunarak dijital sıcaklık verisine dönüştürülmektedir.



Şekil 3. Bir raf üzerindeki ölçülen kutuların temsili konumları. Sarı renkteki kutulardan ölçüm kutularıdır (TS EN ISO 22044:2021) .

Güç analizörü, kompresör, fanlar, aydınlatma birimleri ve elektronik kontrol elemanları dahil olmak üzere sistemin toplam enerji tüketimini ölçmek amacıyla soğutucunun güç çıkış hattına bağlanmıştır. Deney düzeneğindeki tüm sensörlerden elde edilen veriler, 1 dakikalık zaman aralıklarıyla 24 saat boyunca kesintisiz olarak kaydedilmiştir. Testlerde kullanılan sensörlere ait bilgiler ve ölçüm parametreleri Tablo 1'de sunulmuştur.

Tablo 1. Sensörlerin özellikleri

Tipi	Marka	Ölçüm Aralığı	Hassasiyet
Güç Analizörü	Yokogawa	V= 0-2kV A=0-20A	0.1% (V) 0.1% (mA)
T tipi Termokupl	Agilent Technologies	Sıcaklık - 200/350° C	±1°C
Nem Sensörü	HT-6830	10-95%RH	±1%RH

Denklem (1) içinde verilen parametreler: T_{ort}, ölçüm kutuların anlık ortalama sıcaklığı, N, ölçüm kutu miktarı, k, her bir kutunun indeksi, t , anlık ölçülen numune zaman indeksi, $T_{kutu,k}$, anlık ölçülen kutu sıcaklığıdır.

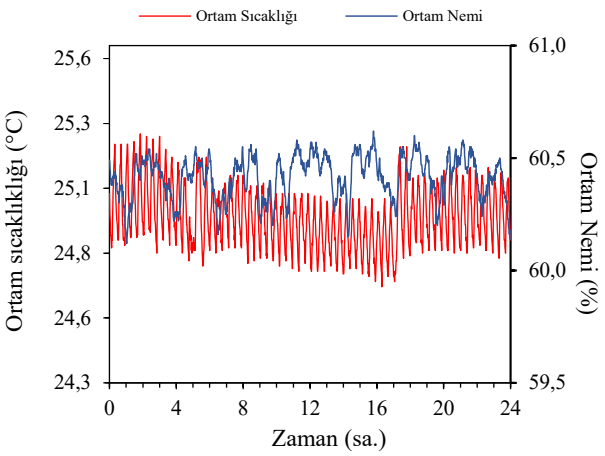
$$T_{ort} = \frac{1}{N}\sum_{k=1}^{N}\left(T_{kutu,k}\right)_t \quad (1)$$

Çalışma kapsamında, enerji verimliliğini karşılaştırmak üzere 2 tip kompresör kullanılmıştır. Bu kompresörlerden ilki, Anhui Meizhi markasına ait sabit hızlı, hermetik ve başlangıç yardım elemanları olarak çalışma kapasitörü ile röle içeren RSCR (Run Start Capacitor Relay) tipinde çalışan PZ110H1D modelidir; diğeri ise TEE firması tarafından üretilen, değişken hızlı (inverter kontrollü) ve hermetik yapıya sahip VNTZ145M model kompresördür. Her iki kompresör de R600a (izobütan) soğutucu akışkanla çalışacak şekilde tasarlanmış olup, düşük emme basıncına sahip uygulamalar (LBP) için kullanılmaktadır. Kompresörlere ait performans verileri, ASHRAE standardına uygun olarak –23,3 °C evaporasyon ve 54,4 °C kondenser sıcaklıklarında elde edilmiştir. Belirtilen test koşullarında sabit hızlı PZ110H1D modeli, yaklaşık 193 W düzeyinde sabit bir soğutma kapasitesi ile çalışmaktadır. Buna karşılık, inverter kontrollü VNTZ145M modeli ise çalışma devrine bağlı olarak maksimum 237 W seviyesine kadar soğutma kapasitesi sağlayabilmektedir.

Bu çalışmada kullanılan iki farklı kondenser fan motoru, enerji verimliliği açısından karşılaştırılmıştır. İlk motor, Hunan Keli firmasına ait YJ61-16A-HZ03 modelidir ve gölge kutuplu (shaded pole) AC motor teknolojisine sahiptir. 27 W güç tüketimiyle 1300 d/d nominal hızda çalışan bu motor, geleneksel yapısı nedeniyle sınırlı enerji verimliliği sunmaktadır. İkinci motor ise, Weiguang firması tarafından üretilen ve elektronik komütatör (EC) teknolojisiyle çalışan ECM7108AAA2IA401 modelidir. Bu motor, yalnızca 7 W giriş gücüyle 1800 d/d dönüş hızına ulaşabilmekte olup, hem düşük enerji tüketimi hem de yüksek verimlilik sağlamaktadır.

SONUÇ

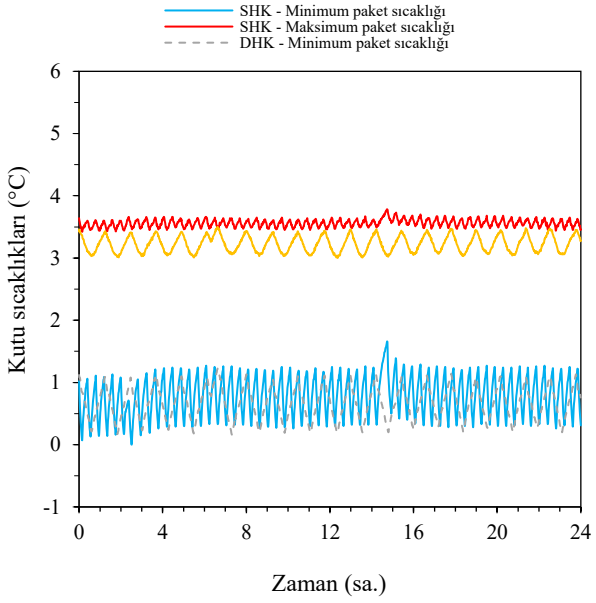
Bu çalışmada, dikey cam kapılı ticari bir kutu tipi soğutucu kabinin enerji tüketimi, farklı kompresör tipleri ve kondenser fan motorlarının etkisi altında deneysel olarak incelenmiştir. Sabit hızlı ve inverter kontrollü kompresörlerin performansları karşılaştırılmış; buna ek olarak, 27 W ve 7 W gücündeki iki farklı kondenser fan motorunun sistem üzerindeki etkisi değerlendirilmiştir. Testler TS EN ISO 22044:2022 standartına uygun olarak 25°C sıcaklık ve %60 bağıl nem altında 1 dakikalık kayıt aralıkları ile 24 saat boyunca gerçekleştirilmiştir. Deney süresince ölçülen ortam koşulları, ortalama olarak 24.9 ± 0,11 °C sıcaklık ve %60,4 ± 0,093 bağıl nem düzeyinde sabitlenmiştir. Bu düşük standart sapma değerleri, deneysel ortamın yüksek düzeyde kararlılıkla sürdürüldüğünü göstermektedir (bkz. Şekil 4). Elde edilen sıcaklık ve nem değerlerinin TS EN ISO 22044 standardında belirtilen ±1 K ve ±5 %RH tolerans sınırları içerisinde kaldığı gözlemlenmiş, böylece deney ortam koşullarının standartlara uygunluğu doğrulanmıştır.



Sekil 4. Deneylerin gerçekleştiği nem ve sıcaklık değerlerinin zamana göre değişimi

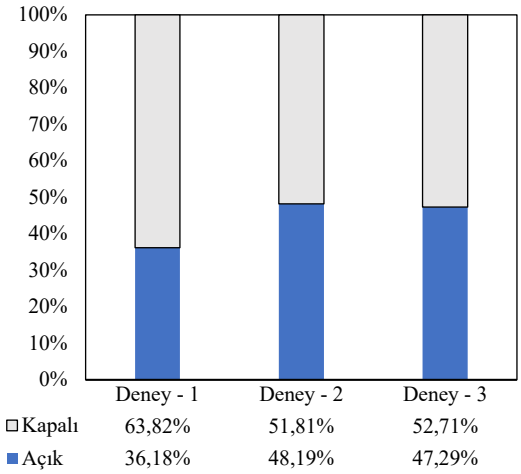
Bu çalışmada kullanılan üç farklı sistem, sırasıyla Sistem 1, Sistem 2 ve Sistem 3 olarak tanımlanmıştır. Sistem 1 içerisinde sabit hızlı bir kompresör ile 27 W gücünde bir kondenser fan motoru kullanılmıştır. Sistem 2'de, değişken hızlı (inverter kontrollü) bir kompresör yine 27 W fan motoru ile birlikte çalıştırılmıştır. Sistem 3 ise, değişken hızlı kompresöre ek olarak daha düşük güçlü, 7 W'lık bir kondenser fan motoru içermektedir.

Her üç sistemde de kutu sıcaklıkları -1 °C ve 6 °C sıcaklıkları arasında tutulmuştur. Deneylerde maksimum ve minimum paket sıcaklığı sırası ile ~ 3,8 °C, ~ 0 °C olarak ölçülmüştür. Şekil 5 ile sabit hızlı kompresörlü (SHK) kabinin ve değişken hızlı kompresörlü (DHK) kabinin maksimum ve mininim paket sıcaklıklarının zamana göre değişimi görülmektedir.



Şekil 5. Sabin ve değişken hızlı kompresörlerin paket (kutu) sıcaklıkları

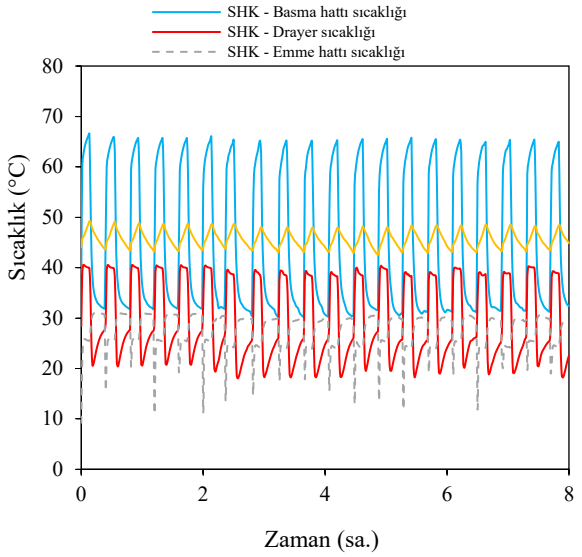
Şekil 6'da görüldüğü üzere, SHK sisminin çalışma oranı %63,8 iken DHK sisteminde bu oran yaklaşık ~%52 düzeyindedir. Değişken hızlı kompresörün daha düşük çalışma oranına karşın, sonuç bölümünde ayrıntılı olarak tartışılacağı üzere, toplam enerji tüketiminin daha az olması, bu seçeneğin yalnızca enerji verimliliğini artırmakla kalmayıp aynı zamanda kompresörün hizmet ömrünü uzatabileceğini de göstermektedir.

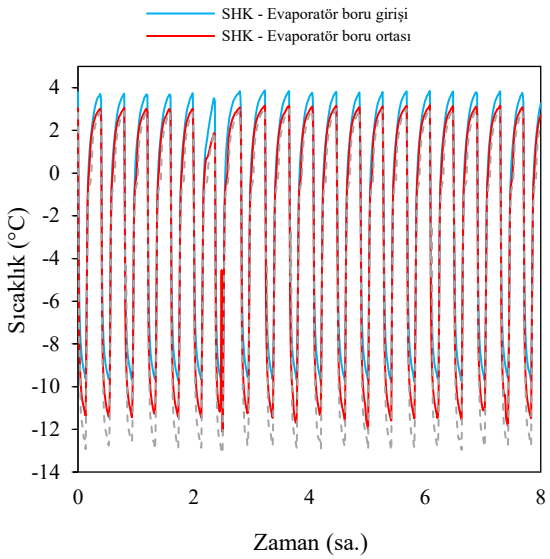


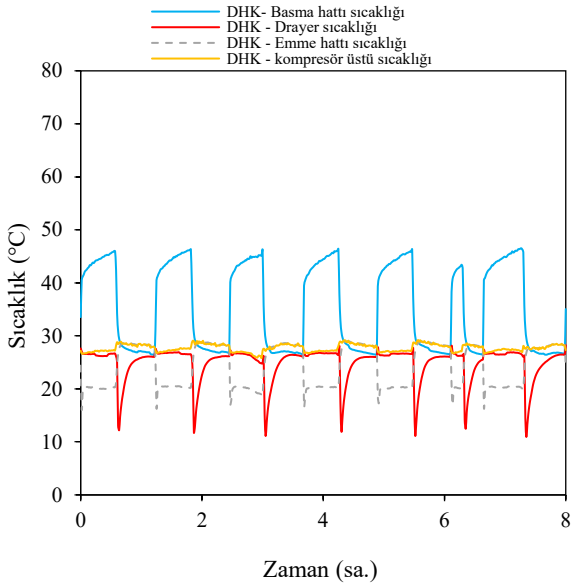
Şekil 6. Kompresör çalışma oranı

Şekil 7, ilk sekiz saatlik çalışma periyodunda SHK ile DHK sistemlerine ait emme hattı, basma hattı ve kompresör üstü sıcaklıklarının zamana bağlı olarak değişimini karşılaştırmaktadır. Grafikler incelendiğinde, DHK sisteminde basma hattı sıcaklığının yaklaşık 46,5 °C seviyelerinde kaldığı, buna karşılık SHK sisteminde bu sıcaklığın yaklaşık 64,8 °C'ye kadar ulaştığı gözlemlenmektedir. Benzer şekilde, kompresör üstü sıcaklıklarının da SHK sisteminde daha yüksek değerlere ulaştığı, DHK sisteminde ise daha düşük ve dar genlikli bir salınım gösterdiği tespit edilmiştir. Dahası, aynı zaman aralığında SHK sisteminde 60 adet on/off çevrimi gerçekleşmişken, DHK sisteminde bu sayı yalnızca 21 olarak ölçülmüştür. Bu da DHK'nin yaklaşık 3 kat daha az başlatma-durdurma döngüsüne sahip olduğunu ve bu yönüyle hem mekanik zorlanmayı azalttığını hem de on/off kaynaklı enerji kayıplarını sınırlayarak enerji verimliliğini ve sistem ömrünü artırabileceğini göstermektedir.

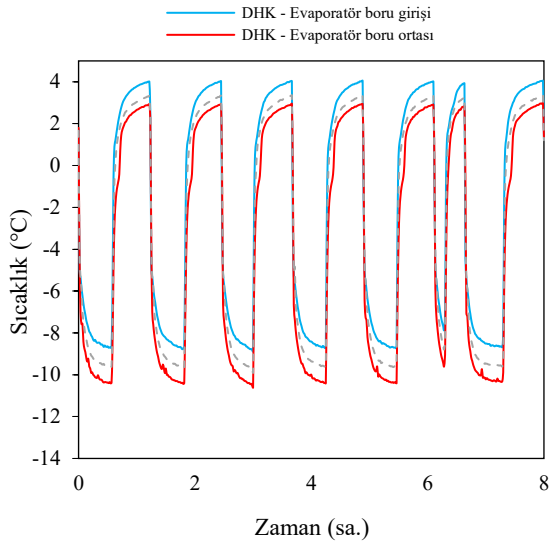
Şekil 8 ile sabit ve değişken hızlı kompresörlere göre evaporatör boru yüzeyi sıcaklıkları gösterilmiştir. Şekil 9'da, her üç deney sistemine ait zamana bağlı birikimli enerji tüketim değerleri sunulmuştur. Grafik incelendiğinde, sabit hızlı kompresör ve düşük verimli kondenser fanı kullanılan Deney 1 sisteminin, Deney 2 ve Deney 3 sistemlerine kıyasla daha yüksek düzeyde enerji harcadığı açıkça görülmektedir.



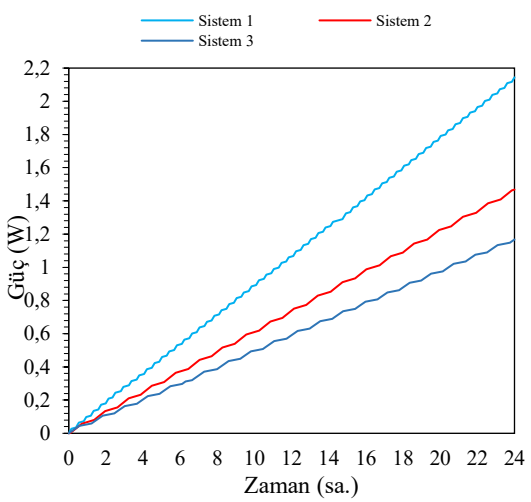


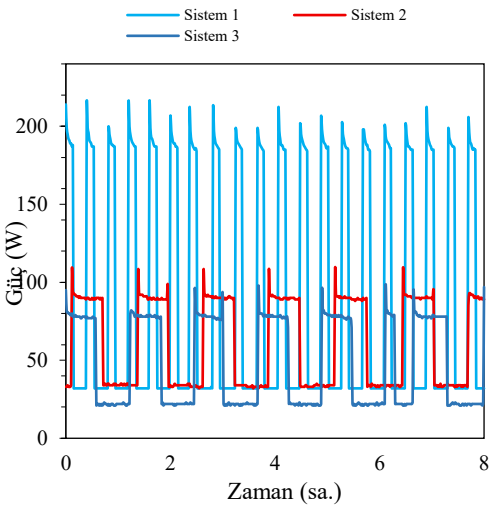


Şekil 7. Sabit ve değişken hızlı kompresörlere göre emme, basma hattı ve kompresör üstü sıcaklıkları



Şekil 8. Sabit ve değişken hızlı kompresörlere göre evaporatör boru yüzeyi sıcaklıkları





Şekil 9. Enerji harcama miktarlarının zamana göre değişimi

Enerji tüketim testleri sonucunda, sabit hızlı kompresör ve geleneksel fan motoru kullanılan 1 numaralı sistemin 2,144 kWh'lik enerji harcaması referans alınmıştır. Buna kıyasla, yalnızca değişken hızlı kompresör kullanılan 2 numaralı sistemin enerji tüketimi 1,468 kWh olarak ölçülmüş ve bu sistemin yaklaşık %31,5 oranında daha az enerji harcadığı belirlenmiştir. Üçüncü sistemde ise hem değişken hızlı kompresör hem de yüksek verimli EC teknolojisine sahip kondenser fanı birlikte kullanılmış ve toplam enerji tüketimi 1,167 kWh seviyesine inmiştir; bu da %45,6 düzeyinde bir enerji tasarrufuna karşılık gelmektedir. Elde edilen bu bulgular, değişken hızlı kompresörün ve yüksek verimli fan motorlarının bir arada kullanımının sistem performansı üzerinde önemli bir iyileşme sağlandığı gösterilmiştir.

TARTIŞMA

Bu çalışmada gerçekleştirilen sabit devirli kompresör yerine yüksek verimli değişken devirli kompresör kullanılmasıyla toplam enerji tüketiminin %31,5 oranında azaldığı belirlenmiştir. Dahası, nominal gücü 20 W daha az olan enerji tasarruflu kondenser fan motoru kullanıldığında, soğutucu kabinin enerji tüketimi 1,468 kWh'den 1,167 kWh'ye düşerek yaklaşık %20,5 oranında ek tasarruf sağlamıştır.

REFERENCES

Aprea, C., Mastrullo, R., & Renno, C. (2006). Experimental analysis of the scroll compressor performances varying its speed. *Applied Thermal Engineering*, *26*(10), 983-992. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2005.10.023

Chaomuang, N., Flick, D., Denis, A., & Laguerre, O. (2019). Influence of operating conditions on the temperature performance of a closed refrigerated display cabinet. *International Journal of Refrigeration*, *103*, 32-41. https://doi.org/10.1016/j.ijrefrig.2019.03.031

Chaomuang, N., Flick, D., & Laguerre, O. (2017). Experimental and numerical investigation of the performance of retail refrigerated display cabinets. *Trends in Food Science & Technology*, *70*, 95-104. https://doi.org/10.1016/j.tifs.2017.10.007

Çengel ve Boles, 2015. (t.y.).

Ekren, O., Celik, S., Noble, B., & Krauss, R. (2013). Performance evaluation of a variable speed DC compressor. *International Journal of Refrigeration*, *36*(3), 745-757. https://doi.org/10.1016/j.ijrefrig.2012.09.018

Fricke, B., & Becker, B. (t.y.). *Energy Use of Doored and Open Vertical Refrigerated Display Cases*.

Gao, E., Cui, Q., Jing, H., Zhang, Z., & Zhang, X. (2021). A review of application status and replacement progress of refrigerants in the Chinese cold chain industry. *International Journal of Refrigeration*, *128*, 104-117. https://doi.org/10.1016/j.ijrefrig.2021.03.025

Jwo, C.-S., Ting, C.-C., & Wang, W.-R. (2009). Efficiency analysis of home refrigerators by replacing hydrocarbon refrigerants. *Measurement*, *42*(5), 697-701. https://doi.org/10.1016/j.measurement.2008.11.006

Kagiri, C., Zhang, L., & Xia, X. (2019). Optimal control of a variable speed drive compressor for energy efficiency of a compressed natural gas station. *2019 1st International Conference on Industrial Artificial Intelligence (IAI)*, 1-5. https://doi.org/10.1109/iciai.2019.8850736

Kasera, S., Nayak, R., & Bhaduri, S. C. (2020). Energy Efficiency Analysis of Variable Speed DC Compressor using R290. *2020 5th IEEE International Conference on Recent Advances and Innovations in Engineering (ICRAIE)*, 1-5. https://doi.org/10.1109/ICRAIE51050.2020.9358297

Kulkarni, S., Chavali, S., & Dikshit, S. (2023). A review on analysis of Vapour Compression Refrigeration System (VCRS) for its performance using different ecofriendly refrigerants and nanofluids. *Materials Today: Proceedings*, *72*, 878-883. https://doi.org/10.1016/j.matpr.2022.09.085

Ocak, C., Koşan, M., Erten, S., Nur Erdoğmuş, F., & Öder, M. (2023). Comparison of different compressor technologies for refrigerated display cabinet: Experimental study. *Materials Today: Proceedings*, *81*, 74-80. https://doi.org/10.1016/j.matpr.2023.01.213

Olszewski, P. (2022). Experimental analysis of ON/OFF and variable speed drive controlled industrial chiller towards energy efficient operation. *Applied Energy*, *309*, 118440. https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2021.118440

Robertson, G., & Plugge, F. (t.y.). *Quality Assurance Process*.

Roy, Z., & Halder, G. (2020). Replacement of halogenated refrigerants towards sustainable cooling system: A review. *Chemical Engineering Journal Advances*, *3*, 100027. https://doi.org/10.1016/j.ceja.2020.100027

Sabry, A. H., & Ker, P. J. (2020). DC Environment for a Refrigerator With Variable Speed Compressor; Power Consumption Profile and Performance Comparison. *IEEE Access*, *8*, 147973-147982. https://doi.org/10.1109/ACCESS.2020.3015579

Sánchez, D., Andreu-Nácher, A., Calleja-Anta, D., Llopis, R., & Cabello, R. (2022). Energy impact evaluation of different low-GWP alternatives to replace R134a in a beverage cooler. Experimental analysis and optimization for the pure refrigerants R152a, R1234yf, R290, R1270, R600a and R744. *Energy Conversion and Management*, *256*, 115388. https://doi.org/10.1016/j.enconman.2022.115388

Sánchez, D., Cabello, R., Llopis, R., Arauzo, I., Catalán-Gil, J., & Torrella, E. (2017). Energy performance evaluation of R1234yf, R1234ze(E), R600a, R290 and R152a as low-GWP R134a alternatives. *International Journal*

of Refrigeration, *74*, 269-282. https://doi.org/10.1016/j.ijrefrig.2016.09.020

TS_EN_ISO_22044. (t.y.).

Wongwises, S., & Chimres, N. (2005). Experimental study of hydrocarbon mixtures to replace HFC-134a in a domestic refrigerator. *Energy Conversion and Management*, *46*(1), 85-100. https://doi.org/10.1016/j.enconman.2004.02.011

Zheng, H., Tian, G., Zhao, Y., Jin, C., Ju, F., & Wang, C. (2022). Experimental study of R290 replacement R134a in cold storage air conditioning system. *Case Studies in Thermal Engineering*, *36*, 102203. https://doi.org/10.1016/j.csite.2022.102203

INVESTIGATION OF THE EFFECT OF VARIOUS AIRFOIL GEOMETRIES AS LEADING-EDGE SLAT CONFIGURATION ON THE AERODYNAMIC PERFORMANCE OF S1223 AIRFOIL

Doğukan Uruk*, Emine Yalçın*, Remzi Can Yılmaz*
*Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi, Havacılık ve Uzay Bilimleri Fakültesi, Havacılık ve Uzay Mühendisliği Bölümü, 01250 Sarıçam, ADANA, rcyilmaz@atu.edu.tr

Özet: Hava taşıtlarının aerodinamik performansının incelenmesi ve iyileştirilmesi, içinde bulunduğumuz yüzyılda araştırmacıların yoğun ilgi gösterdiği bir alan olmuştur. Bu alanda kullanılan yöntemlerden biri olan pasif akış kontrolü, basit ve ucuz bir tekniktir. Pasif kontrol tekniklerinden biri olan hücum kenarı slat yapısı, yüksek kaldırma kuvvetine sahip bir cihazdır. Hücum kenar slat yapılarının bazı avantajları, stola girmeden daha yüksek hücum açılarında ve düşük hızlarda uçabilme kabiliyetidir. Bu bildiride, doğada bulunan kuşların kanat profillerine benzerliği nedeniyle kullanılan S1223 temel kanat profili üzerine çeşitli kanat geometrileri yerleştirilmiş ve hücum kenar slat uygulaması ile aerodinamik performansı rüzgâr tünelinde incelenmiştir. Temel model üzerine yerleştirilecek kanat profilleri sırasıyla NACA 0012, 2412 ve 4412'dir. Taban kanat profilinin veter ve span uzunlukları sırasıyla 100 mm ve 350 mm olarak belirlenmiştir. Bu profil üzerine uygulanacak kanatların farklı veter uzunlukları ise 10, 15, 20 ve 25 mm'dir. En iyi aerodinamik performansa sahip kanatların akış yapısı ve iz bölgesi duman-tel görselleştirme sistemi ile incelenmiştir. Bu bildiri için, Reynolds sayısı 10^5 olarak ayarlanmıştır. Slat modeli olarak 3 farklı NACA kanat profili seçilmesinin temel nedeni, simetrik modelden kamberli ve daha kamberli modele geçilerek aerodinamik etkilerin araştırılmış ve ortaya konmuş olmasıdır. Maksimum kaldırma katsayısındaki (C_{Lmax}) en yüksek artışın NACA2412-20 mm için gözlemlendiğini ve α=0°'de kaldırma katsayısındaki (C_L) en yüksek artışın NACA2412-15 mm slat konfigürasyonu için gözlemlendiğini göstermiştir. Stol sonrası koşulda, NACA2412-20 mm ve NACA2412-25 mm slat profilleri temel kanat profiline kıyasla daha küçük sürükleme katsayıları göstermiştir.

Anahtar Kelimeler: Akış kontrol, pasif akış kontrol, slat, aerodinamik kuvvet ölçümü, akış görselleştirme

Abstract: The study and improvement of the aerodynamic performance of aircraft has been an area of intense interest to researchers in the current century. Passive flow control, one of the methods used in this field, is a simple and inexpensive technique. The leading-edge slat structure, which is one of the passive control techniques, is a high lift device. Some advantages of the leading-edge slat structures are the ability to fly at higher angles of attack and low speeds without entering the stall. In this paper, various airfoil geometries were placed on the base airfoil S1223, which was used due to its similarity to the wing profiles of birds found in nature, and its aerodynamic performance was examined in the wind tunnel with the application of leading-edge slats. The airfoils to be placed on the base model are NACA 0012, 2412 and 4412, respectively. The chord and span lengths of the base airfoil were determined as 100 mm and 350 mm, respectively. The different chord lengths of the airfoils to be applied on this profile are 10, 15, 20 and 25 mm. The flow structure and track region of the airfoils with the best aerodynamic performance was examined with the smoke-wire visualization system. For current paper, the Reynolds number is set to 10^5. The main reason for choosing 3 different NACA airfoils as slat models is that the aerodynamic effects was investigated and revealed by changing from symmetric model to cambered and more cambered model. The highest increase in maximum lift coefficient (C_{Lmax}) was noted for NACA2412-20 mm and the highest increase in lift coefficient (C_L) at α=0° was observed for NACA2412-15 mm slat configuration. At the post-stall condition, NACA2412-20 mm and NACA2412-25 mm slat profiles showed smaller drag coefficients compared to base airfoil.
Keywords: Flow control, Passive flow control, Slat, Aerodynamic force measurement, Flow visualization

INTRODUCTION

In today's world, the fields of the aviation sector are expanding. Examples of aircraft in these areas include fighter jets that dominate the military field, passenger planes in air transportation, and spacecraft used in space studies to better understand the universe we live in. Issues such as the materials used, working principle, and cost have gained importance for aircraft whose field of activity is so widespread. Over the decades, aerodynamic

performance was one of the key elements in the design of such aerial vehicles, and carrying out its intended mission is one of the most important aspects. Conclusively, improving aerodynamic performance has become the main goal of aerospace and aviation researchers.

Flow control is one of the methods used to improve the aerodynamic performance of the airfoils. In engineering applications, the primary objectives of flow control have been to enhance lift, drag reduction, aerodynamic noise, and improve heat transfer (Glezer and Amitay, 2002; Ogawa et al., 2022). Flow control devices can enhance system performance by optimizing energy losses and often save weight and space by changing design. Flow control methods are categorized into active and passive control. Active flow control necessitates external energy for flow control, while passive control can be performed by simply changing the geometry of the airfoil without any energy. Plasma actuators (Akbıyık et al., 2017), synthetic jet actuators (Zong et al., 2018), morphing airfoils (Prock et al., 2002), and acoustic control (Genç et al., 2016) are classified as active control methods. Passive control methods are such as vortex generators (Lin, 1990), cavity (Olsman and Colonius, 2011), bump (Saraf et al., 2018), dimple (Mustak et al., 2015), and slat (Traub and Kaula, 2016). Leading-edge (LE) slats have been shown in literature as passive flow control devices that inject fluid with high momentum in between the gap of the base airfoil and the LE slat, thus preventing leading-edge flow separation, especially at low-speed conditions (Genç et al, 2008). The fluid that is injected gives the boundary layer (BL) more kinetic energy (KE) and can delay the separation of flow over the upper surface of the airfoil as well as increase of maximum lift coefficient (C_{Lmax}). The LE slat alters the geometry of the airfoil as an extension of its LE. This alteration results in a drag increase in addition to a change in lift. At low speeds, where the increase in lift and stall angle is advantageous and the additional drag is tolerable. However, the slat's drag contribution makes its use disadvantageous at high speeds. Therefore, it is advantageous to use an LE slat on low Reynolds number (Re) airfoils.

Bao et al. (2020) performed a numerical simulation to evaluate the airfoil aerodynamic performance with and without alula. Different alula geometric parameters were applied to these airfoils and the effects of these geometric parameters were analyzed.



Figure 1. Alula and base airfoil in the study of Bao et al. (2020)

Figure 1 shows the multi-part wing model with the basic model is S1223, while the additional geometry at the front is NACA4412. In this study, at high angles of attack (AoA), alula partially increases the lift force, while at low and medium angles of attack, alula decreases the airfoil aerodynamic performance. At post-stall angle values, the alula significantly increases lift after a certain angle of attack. In the pre-stall range, the lift increases with the AoA and the vertical distance (h) between the main airfoil and the alula. At post-stall angle, alula can delay the flow separation in the defined time interval. In addition, it can expand the low-pressure region on the upper surface, which increases the lift. Wang et al. (2019) conducted a numerical investigation on the impact of leading-edge slats on the aerodynamic performance of the S809 wind turbine airfoil. In this study, Reynolds number was chosen as 1.0×10^6 and 2.0×10^6. The parameters of the study were x and y position of the LE slat and slat angle.

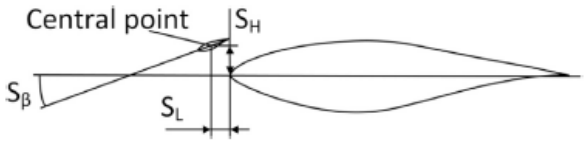


Figure 2. Sketches of leading-edge slat geometry and base airfoil in the study of Wang et al. (2019)

Results showed that, stall angle for the case 6 was increased from 16.22° to 19.18°. Moreover, flow separation point moved towards the trailing edge (TE) of the airfoil for the case 1. Lastly, authors stated that the leading slat has a potential to increase the total torque of the wind turbine blade.

When the studies in the literature are examined, it is seen that the alula-like geometry placed on the base airfoil model as well as the multi-part airfoil model contribute to the aerodynamic performance of the airfoil with effects such as increasing lift force, decreasing drag force, delaying stall angle and improvement in pressure coefficient. When these studies were examined in detail, it was observed that studies were carried out by applying different base models and a single type of slat geometry. When evaluated in this context, within the scope of the proposed paper, the development or change in aerodynamic performance can be revealed by placing different airfoil geometries of this structure on the S1223 model determined as the base model. In this context, not only aerodynamic performance can be demonstrated, but also flow structures can be examined with the flow visualization technique. Therefore, it is thought that this process, which constitutes the unique aspect of the proposed paper, has the potential to contribute to the literature. In this paper, it is aimed to place slat applications with different chord lengths on base airfoil model and to contribute to the topics that need to be developed in the literature studies after this investigation and to obtain answers to the questions covering these issues. Within the scope of this paper, it is aimed to contribute to the production and aerodynamic performance improvement of the models to be designed. The objectives of the paper can be listed as follows:

- Investigating the effect of the slat geometries to be applied to the base model on the aerodynamic performance
- Determining the distance at which the NACA4412, NACA2412 and NACA0012 slat geometries to be applied will be positioned on the base model and which model will best reveal the aerodynamic performance of the base model
- Flow visualization experiments to demonstrate how the slat geometry affects the flow field around the base model
- To reveal how the lift, drag and lift-drag ratio of the base model will change as a result of the experimental study to be carried out for different ratios regarding the ratio of the chord length of the base model to that of the slat model

EXPERIMENTAL SETUP

This article analyzes the aerodynamic performance of the S1223 airfoil with various leading edge slat configurations, including slat chord length and slat angle. The base airfoil was printed by Creality Ender S1 3D printer with PLA chosen as printing material and slat geometries were printed by Anycubic Photon Mono 4K SLA printer as shown in Figure 3.



Figure 3. 3D printers used to produce the airfoil model and various slat geometries

The aerodynamic force measurements of this paper were performed on an open suction wind tunnel with 57×57×120 cm test section and maximum speed of 20 m/s. The experiments were conducted at a Reynolds number of 1.0×10^5. The chord and span length of base model was 100 and 350 mm respectively. The slat geometries have four different chord lengths such as 10 mm, 15 mm, 20 mm, and 25 mm. The span of the base model and slat models have the same span length. The base model has a 10 mm hole at the aerodynamic center for the connection rod in order to place in the load cell. The distance between the aerodynamic centers of the slat and base airfoil is 10% C.



Figure 4. Technical drawing of base model and slat geometries

The aerodynamic forces were measured by a six-axis load cell. At the beginning of every set of tests, force calibrations were performed again to ensure consistent data. Furthermore, each test's experimental data was obtained at a sampling rate of 1000 Hz for 20 seconds, yielding 20000 data points. To improve accuracy and ensure repeatability, each aerodynamic force experiment was conducted twice. The angle of attack for the test models varied from 0 to 14° during force measurement experiments. The test model, connecting rod, rotary unit, end plate, and load cell made up the apparatus that was used in the aerodynamic force measurement tests. The airfoil models were positioned in vertical direction to mitigate the influence of gravity on the measurement of aerodynamic forces. A small gap between the airfoil and endplate was adjusted to create the interface effect. The gap limit was calculated by the equation g=s×0.005 from the study of Barlow et al. (1999).

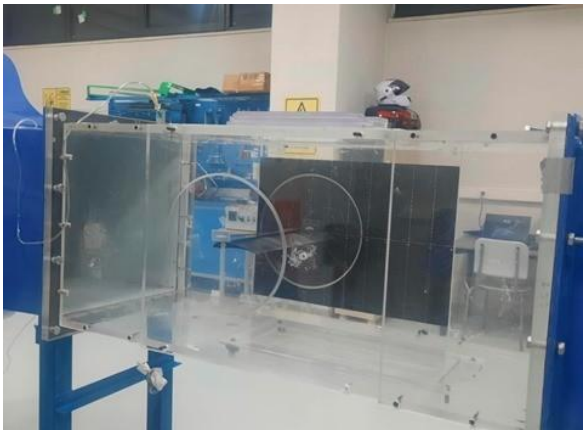


Figure 5. Wind tunnel test section where flow visualization experiments with the smoke-wire method were performed

An excellent technique for visualizing flow streamlines around test models in experimental fluid mechanics is smoke-wire flow visualization. It offers a clear image of flow structures and is affordable and easy to use. A steel wire, camera, DC power supply and a light source is the typical apparatus for smoke-wire flow visualization experiments. Liquid paraffin was injected to steel wire which was positioned vertically in the test section. DC power supply heats the wire to evaporate the paraffin to create the smoke. Ultimately, the camera captures the streamlines around the test models created and illuminated by the smoke and light source.

RESULTS

This study discusses the impact of NACA 0012, 2412, and 4412 airfoils applied as slats on the aerodynamic performance of the S1223 airfoil. The results of the lift (C_L) and drag (C_D) coefficients obtained by aerodynamic force measurements performed in 2-degree increments between 0°-14° angles of attack are compared. The slat models are placed in the vertical direction of the aerodynamic center of the S1223 airfoil at a height of 0.1 C (chord length) to this airfoil. The S1223 airfoil, end plates and slats were placed into load cell on the same shaft. Aerodynamic force measurement graphs with 3 different slat profiles and 4 different chord lengths were compared with each other. According to the force measurement results, the model that provides the optimum improvement to the aerodynamic performance of the S1223 airfoil is analyzed.

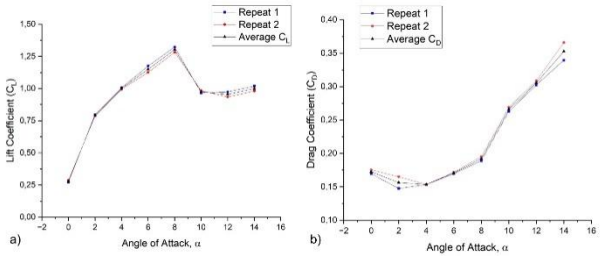


Figure 6. Repeat 1 and Repeat 2 of aerodynamic force measurements for the base airfoil model a) C_L and b) C_D values

In order to ensure accuracy and repeatability and to minimize errors in the measurements, the force measurements of all test models were repeated twice at each angle of attack. As can be seen in figure 6, the force measurements for the base airfoil model are given as two repetitions and the average of these repetitions. In general, the data overlap. The base model enters stall at α=8° and the maximum lift coefficient (C_{Lmax}) was observed to be 1.30 at this degree.

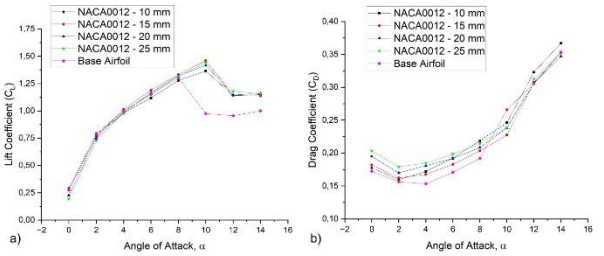


Figure 7. NACA0012 airfoil applied to S1223 airfoil as a slat with 4 different chord lengths a) C_L and b) C_D values

The C_L and C_D coefficients obtained from results of aerodynamic force measurements between 0°-14° angles of attack of the test models formed by applying the NACA0012 airfoil with 10 mm, 15 mm, 20 mm and 25 mm chord lengths to the S1223 airfoil model as a slat are given in Figure 7. As shown in figure 7(a), all NACA0012 slat profiles delayed the stall angle by 2 degrees. Thus, it is observed that the NACA0012 slat profiles applied to the S1223 airfoil exhibited stall delay characteristics. At a 0° angle of attack, the NACA0012 slat profile with a chord length of 10 mm exhibited the most significant enhancement in the lift coefficient, showing an increase of 4.02% relative to the baseline airfoil. The slat profile with a NACA0012-15 mm chord length exhibited the most substantial improvement in C_{Lmax}, showing an increase of 12.11% compared to the C_{Lmax} of base airfoil. Aerodynamic force measurements indicated that the C_L of NACA0012 slat profiles demonstrated improvements relative to the baseline airfoil model in both pre-stall and post-stall conditions, showing that these slat profiles enhanced the S1223 airfoil's aerodynamic performance. Considering before and after stall cases, it is seen in Figure 7(b) that the slat profiles show higher drag coefficients than the baseline airfoil for all angles of attack except the stall angle of 8°. However, in contrast to this situation, the NACA0012 slat profile with a chord length of 20 mm showed a lower drag coefficient compared to the base airfoil at 14° angle of attack.

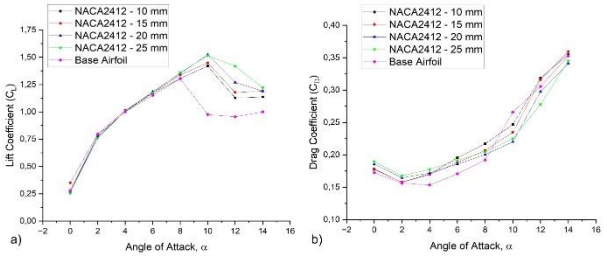


Figure 8. NACA2412 airfoil applied to S1223 airfoil as a slat with 4 different chord lengths a) C_L and b) C_D values

Figure 8 shows the C_L and C_D graphs between 0°-14° angles of attack of the test models formed by applying the NACA2412 airfoil with 10 mm, 15 mm, 20 mm and 25 mm chord lengths as slats to the S1223 airfoil model. As seen in Figure 8(a), all NACA2412 slat profiles shifted the stall angle by 2 degrees. It is revealed that NACA2412 slat profiles applied to S1223 airfoil exhibit stall delay characteristics as seen in NACA0012 slat profiles. According to the graph given in Figure 8(a), at α=0°, the lift coefficient of the NACA2412-15 mm chord length slat profile increased by 25.38% compared to the base airfoil. In comparison to the baseline model, the highest rise in the maximum lift coefficient belongs to the NACA2412-20 mm chord length slat profile, which exhibited an increase of 16.93%. As a result of the aerodynamic force measurements, improvements in the lift coefficient values of the NACA2412 slat profiles compared to the base airfoil model both before and after stall were observed and it was revealed that these slat profiles improved the aerodynamic performance of the S1223 airfoil. Figure 8(b) presents the drag coefficients for the NACA2412 slat profiles and the base airfoil. In the pre-stall condition, the NACA2412 slat profiles exhibited higher drag coefficients than the baseline airfoil. However, in the post-stall case, the NACA2412-20 mm and NACA2412-25 mm slat profiles showed smaller drag coefficient values than the base airfoil. Thus, it was observed that these two slat profiles improved the drag coefficient in the post-stall condition,

also they improved the aerodynamic performance of the S1223 airfoil.

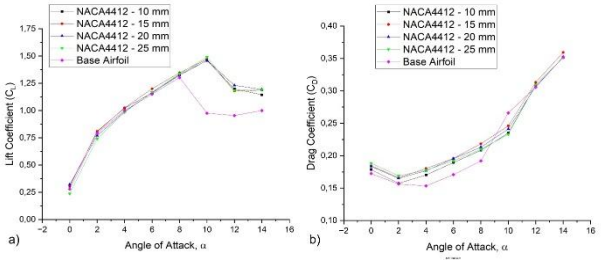


Figure 9. NACA2412 airfoil applied to S1223 airfoil as a slat with 4 different chord lengths a) C_L and b) C_D values

Figure 9 shows the C_L and C_D values obtained as a result of aerodynamic force measurements between 0°-14° angles of attack of the NACA4412 airfoil with 10 mm, 15 mm, 20 mm and 25 mm chord lengths as slat arrangements for the S1223 airfoil model. According to the C_L values obtained by aerodynamic force measurements, it is shown in Figure 9(a) that all NACA4412 slat profiles shift the stall angle by 2 degrees. As seen with the other slat profiles, it was revealed that the NACA4412 slat profiles applied to the S1223 airfoil also exhibited stall delay characteristics. Figure 9(a) illustrates that at an angle of attack of 0°, the lift coefficient of the NACA4412-20 mm slat profile rises by 15.07% relative to the baseline airfoil. Compared to the maximum lift coefficient of the baseline airfoil, the highest increase in C_{Lmax} value was observed in the slat profile with NACA4412-25 mm chord length with 14.40%. Aerodynamic force measurements indicated increases in the C_L values of the NACA4412 slat profiles relative to the base airfoil under both pre-stall and post-stall conditions, demonstrating that these slat profiles enhanced the aerodynamic performance of the S1223 airfoil. C_D of the NACA4412 slat profiles and the base airfoil are given in Figure 9(b). Before the stall, the NACA4412 slat profiles exhibited higher drag coefficients than the base airfoil. After the stall, when α=14°, the NACA4412-10, NACA4412-20 and NACA4412-25 chord length slat profiles exhibited lower drag coefficient values compared to the baseline model.

According to the aerodynamic force measurement results of the base airfoil and slat profiles, when α=0°, the slat profile of NACA2412-15 mm exhibited maximum increase in the lift coefficient value compared to all other slat profiles. The slat profile with NACA2412-20 mm chord length exhibited the highest increase in the maximum lift coefficient value with 16.93% compared to the other test models. Based on these results, smoke-wire flow visualization experiments were conducted at 0°, 5° and 10° angles of attack for these two slat profiles. The flow visualization results of the NACA2412-15 mm chord length slat profile are given in Figure 10.

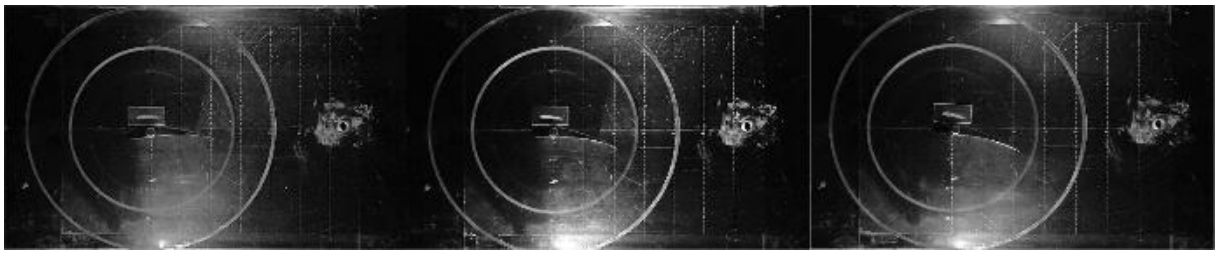


Figure 10. Results of smoke-wire flow visualization experiment of NACA2412-15 mm chord length slat profile at 0°, 5° and 10° angles of attack

The results of the smoke-wire experiment indicated that the wake profile widths on and behind the airfoil of the test models expanded as the AoA increased. Figure 11 shows the smoke-wire flow visualization experiments at 0°, 5° and 10° angles of attack for the NACA2412-20 mm chord length slat profile.

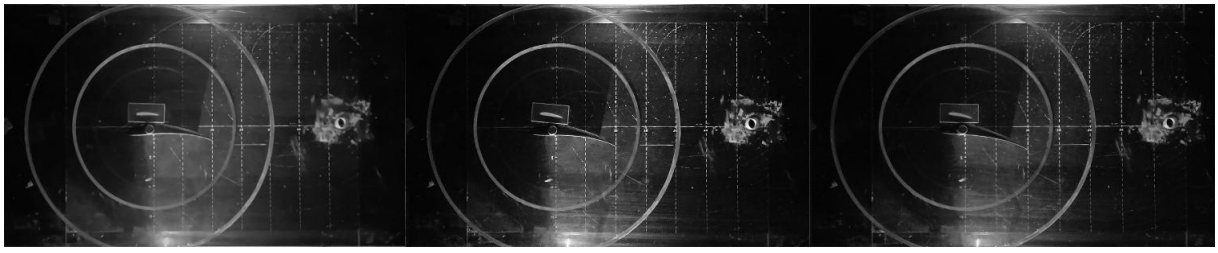


Figure 11. Results of smoke-wire flow visualization experiment of NACA2412-20 mm chord length slat profile at 0°, 5° and 10° angles of attack

CONCLUSION

This paper examines the impact of three distinct slat profiles with four varying chord lengths on the aerodynamic performance of the S1223 airfoil. The slat profiles were oriented vertically at distance of 10% C from aerodynamic center of the base airfoil. Moreover, the distance between the aerodynamic centers of the slat profile and base airfoil was kept at 10% C. All experiments were conducted at Reynolds number of 1.0×10^5. The aerodynamic force measurement results indicated that, all of the slat arrangements postponed the stall angle by 2°. The highest increase of 16.93% in maximum lift coefficient among all test models was observed for slat configuration of NACA2412-20 mm. At α=0°, NACA2412-15 mm showed the greatest increase in lift coefficient when compared to other test configurations. The drag coefficient of base airfoil was smaller than all slat configurations from α=0° to stall angle. However, in the post-stall case, the NACA2412-20 mm and NACA2412-25 mm slat profiles showed smaller drag coefficients than the base airfoil. The smoke-wire flow visualization experiments were conducted at 0°, 5° and 10° angles of attack for NACA2412-15 mm and NACA2412-20 mm slat profiles. The findings indicated that an increase in the angle of attack corresponded with a wider of the wake for both profiles.

ACKNOWLEDGEMENT

We thank Asst. Prof. Dr. Hürrem Akbıyık. We are also grateful to the Faculty of Aeronautics and Astronautics of Adana Alparslan Türkeş Science and Technology University for providing testing and manufacturing infrastructure.

REFERENCES

Glezer A. and Amitay M., 2002, Synthetic jets, *Annual Review of Fluid Mechanics*, 34, 503-529.

Ogawa T., Asada K., Sato M., Tatsukawa T. and Fujii K., 2022, Computational study of the plasma actuator flow control for an airfoil at pre-stall angles of attack, *Applied Sciences*, 12, 1-21.

Akbıyık H., Yavuz H. and Akansu Y.E., 2022, Comparison of the linear and spanwise-segmented DBD plasma actuators on flow control around a NACA0015 airfoil, *IEEE Transactions on Plasma Science*, 45(11), 2913-2921.

Zong H., Chiatto M., Kotsonis M. and de Luca L., 2018, Plasma synthetic jet actuators for active flow control, *Actuators*, 7(4), 1-34.

Prock B., Weisshaar T., Crossley W. 2002, Morphing airfoil shape change optimization with minimum actuator energy as an objective, *9th AIAA/ISSMO Symposium on Multidisciplinary Analysis and Optimization*, 1-13.

Genç S.M., Karasu İ., Açıkel H.H., Akpolat M.T. and Özkan G., 2016, Acoustic control of flow over NACA2415 aerofoil at low Reynolds numbers, *Sustainable Aviation: Energy and Environmental Issues*, 29(6), 375-420.

Lin J.C., 1999, Control of the turbulent boundary-layer separation using micro-vortex generators, *30th AIAA Fluid Dynamics Conference*, 1-16.

Olsman W.F.J. and Colonius T., 2011, Numerical Simulation of flow over an airfoil with cavity, *AIAA Journal*, 49(1), 143-149.

Saraf A.A.K., Singh B.M.P. and Chounhanr C.T.S., 2018, Study of flow separation on airfoil with bump, *International Journal of Applied Engineering Research*, 13(16), 12868-12872.

Mustak R., Uddin, N. and Mashud M., 2015, Effect of different shaped dimples on airfoils, *International Conference on Mechanical Engineering and Renewable Energy*, 230, 1-4.

Traub L.W. and Kaula M.P., 2016, Effect of Leading-Edge Slats at Low Reynolds Numbers, *Aerospace*, 3(4), 1-9.

Genç M.S., Kaynak Ü. and Lock G.D., 2008, Flow over an aerofoil without and with a leading-edge slat at a transitional Reynolds number, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part G-Journal of Aerospace Engineering*, 223, 217-231.

Bao H., Yang W., Ma, D., Song W. and Song B., 2020, Numerical simulation of flapping airfoil with alula, *International Journal of Micro Air Vehicles*, 12, 1-15.

Wang H., Jiang X., Chao Y., Li Q., Zeng W. and Chen T., 2019, Effects of leading edge slat on flow separation and aerodynamic performance of wind turbine, *Energy*, 182, 988-998.

Barlow J.B., Rae W.H. and Pope A., 1999, *Low-speed wind tunnel testing*, John Wiley & Sons.

KISMİ ESNEK YÜZEYLİ KANAT PROFİLİ İÇİN BURULMA ŞEKİL DEĞİŞİKLİĞİNİN AERODİNAMİK PERFORMANS ÜZERİNE ETKİLERİNİN ARAŞTIRILMASI

Buse EROL[*], Ali Emirhan EROĞLU[*], Tahir DURHASAN[*], İlyas KARASU[**], Fırat EKİNCİ[***], Hüseyin AKILLI[****]

[*]Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi, Havacılık ve Uzay Bilimleri Fakültesi, Havacılık ve Uzay Mühendisliği Bölümü, 01250 Sarıçam, ADANA, 200401025@atu.edu.tr, aeeroglu@atu.edu.tr, tdurhasan@atu.edu.tr

[**]Samsun Üniversitesi, Özdemir Bayraktar Havacılık ve Uzay Bilimleri Fakültesi, Havacılık ve Uzay Mühendisliği Bölümü, 55200 Atakum, SAMSUN, ilyas.karasu@samsun.edu.tr

[***]Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Enerji Sistemleri Mühendisliği Bölümü, 01250 Sarıçam, ADANA, fekinci@atu.edu.tr

[****]Çukurova Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü, 01330 Sarıçam, ADANA, hakilli@cu.edu.tr

Özet: Bu deneysel çalışmada, esnek yüzeyli NACA 0018 sonlu kanat profilinde burulma şekil değişikliğinin kanat aerodinamik performansı üzerindeki etkilerinin incelenmesi amaçlanmıştır. Bu bağlamda burulma açısı θ=0º, 2,5º ve 5º değerlerine sahip kanat modelleri Reynolds sayısının $5x10^4$ ve $7x10^4$ değerlerinde ve farklı hücum açılarında test edilmiştir. Rüzgar tünelinde gerçekleştirilen kuvvet ölçüm deneylerden elde edilen veriler ile kanat aerodinamik katsayılar elde edilerek burulma şekil değişikliğinin etkileri karşılaştırmalı olarak irdelenmiştir. Elde edilen bulgular burulma şekil değişikliğinin özellikle düşük hücum açılarında taşıma katsayısını simetrik kanat profiline kıyasla %46'ya kadar arttırdığını göstermiştir. Artan burulma ve hücum açısı ile kanat taşıma katsayısının artmasına rağmen kanat sürükleme katsayısın da arttığı gözlemlenmiştir. Bununla birlikte burulma şekil değişikliğinin simetrik kanat profiline kıyasla düşük hücum açılarında taşıma katsayısının sürükleme katsayısına oranı değerini arttırılmasında etkili olduğu ve en yüksek değerlerinde %15'e kadar artış elde edilmiştir. Artan Reynolds sayısı ile burulma şekil değişikliğinin aerodinamik katsayılar üzerinde etkinliğini koruduğu ve ayrıca kanat tutunma kaybı açısının 5º civarında ötelendiği gözlemlenmiştir.
Anahtar Kelimeler: Burulma şekil değişikliği, Kanat aerodinamik performans, Kısmi esnek yüzey

INVESTIGATION OF THE EFFECTS OF TWIST MORPHING ON AERODYNAMIC PERFORMANCE FOR AIRFOIL HAVING PARTIALLY FLEXIBLE SURFACE

Abstract: In this experimental study, it was aimed that the effects of twist morphing on the aerodynamic performance of a finite NACA 0018 airfoil having a flexible surface were investigated. In this context, airfoil models with twist angles of θ = 0º, 2.5º, and 5º were tested at different angles of attack and Reynolds numbers of $Re=5\times10^4$ and 7×10^4. The aerodynamic coefficients of the airfoil were obtained from force measurement experiments conducted in a wind tunnel, and the effects of twist morphing were comparatively analyzed. The obtained results indicate that twist morphing increases the lift coefficient by up to 46% compared to a symmetrical airfoil, especially at low angles of attack. Although the lift coefficient of the airfoil increased with increasing twist and angle of attack, an increase in the drag coefficient was also observed. However, it was found that the twist morphing was effective in enhancing the lift-to-drag ratio at low angles of attack compared to the symmetrical airfoil. The maximum value of C_L/C_D increases up to 15%. It was also observed that the effect of twist morphing on aerodynamic coefficients remained significant with increasing Reynolds number and that the stall angle of the airfoil was delayed approximately 5º.
Keywords: Twist morphing, Airfoil aerodynamic efficiency, Flexible Surface,

GİRİŞ

Son yıllarda hava araçları ve rüzgar türbinlerinde aerodinamik verimliliğin arttırılması amacıyla şekil değiştirebilen kanatların kullanılması üzerine çalışmalar önem kazanmıştır. Bu bağlamda açık literatürde çeşitli şekil değiştirme yöntemleri çalışılmaktadır. Bu yöntemlerden bir tanesi kanata burulma verilmesidir. Kanata burulma verilmesi kanat aerodinamik verimi arttırmasının yanı sıra hava araçlarında uçuş kontrolünün sağlanması ve uçuş performansının aratılmasına katkı sağlayabilmektedir.

Literatürde bulunan burulma çalışmalarının temeli doğada uçan canlıların uçuş dinamiklerinin incelenmesine dayanmaktadır. Örneğin, Ribak vd. (2025) uzunlukları 3 cm ile 5,7 cm arasında değişen 20 farklı kanat çifti kullanarak sabit 10 m/s uç hızında ve 2.5 cm dönüş yarıçapında yaptığı çalışmada böceklerin kanatları üzerinde pasif deformasyonla sağlanan burulma ve kavislenme olaylarını gözlemleyerek esnek kanatların aerodinamik performansları üzerindeki etkisini incelemişlerdir. Parçacık görüntülemeli hız ölçüm (PIV) yöntemiyle yapılan deneylerde kanat esnekliği etkisinin yüksek hücum açılarında akış ayrılmasını geciktirdiği, kanat altındaki türbülans değerlerinin optimize olmasını sağladığı ve küçük kanatların büyük kanatlara oranla daha büyük burulma deformasyonu sağlayarak daha fazla aerodinamik verimlilik sağladığı sonucuna ulaşmışlardır. Meresman ve Ribak (2017) serbest uçan bir böcek türü olan Protaetia cuprea üzerinde kanat kavislenmesinin ve burulmasının boyut ölçeklemesiyle değişiminin kanadın aerodinamik verimliliğine etkileri üzerine çalışma gerçekleştirmiştir. Araştırmada kanat çırpma frekansı, kanat çırpma genliği, aerodinamik kuvvet ve kanat esneme açısı parametrelerine bağlı olarak küçük kanatlı böceklerin büyük kanatlı böceklere oranla daha fazla esneyerek %19-20 daha fazla burulma ve kavislenme elde etmişlerdir. Böceklerin kanat boylarına bağlı olarak uçuş stratejileri geliştirdiği ve küçük kanadın esneklik etkisinin akışı optimize ederek aerodinamik olarak avantaj sağladığı sonucuna ulaşılmıştır.

Araştırmacılar doğadan ilham alarak, aerodinamik verimi yüksek kanatlar geliştirilmesi üzerine çalışmalar yürütmektedir. Boschetti vd. (2009) insansız hava araçlarının kanadında burulma şekil değişikliği üzerine çalışmışlardır. Araştırmada burulma başlangıç hattı konumunun maksimum taşıma-sürükleme oranı ve maksimum taşıma katsayısı üzerindeki etkilerini aerodinamik analizler aracılığıyla incelemiştir. Burulma başlangıç hattının 0.815 m'de konumlandırılmasıyla C_{Lmax} değeri %3.55 azalırken, $(C_L/C_D)_{max}$ değerinin %1.51 arttığını gözlemlemişlerdir. Ni vd. (2018) hücum kenarında tüberküller bulunan ve burulma açısı kullanılan kanat profillerinin aerodinamik performanslarını hesaplamalı akışkanlar dinamiği (HAD) analizleri araştırmışlardır. Elde ettikleri bulgular burulmuş kanatlarda oluşan eksenel girdapların tutunma kaybını ötelediğini ve kanat üzerinde kullanılan tüberküllerin ise büyük genliklerde tutunma kaybı performansını geliştirdiğini göstermişlerdir. Sun vd. (2023) HAD ve Oransal İntegral Denetleyici (PID) analizleri ile çok rotorlu pervane bıçaklarında burulma açısının kullanılmasının gürültü azaltma ve aerodinamik performans üzerindeki etkilerini incelemişlerdir. Burulma verilen pervane bıçağı kullanımının akış yapısını önemli ölçüde etkilediği ve verimi %9,3 artırdığını bildirmişlerdir. Ayrıca toplam ses basınç seviyesini maksimum 4,3 dB azalttığı sonucunu elde ederek pervane bıçağına burulma verilmesinin yüksek verimli ve düşük gürültülü drone tasarlamasına katkı sağlayabileceğini raporlamışlardır. Hospodáˇr vd. (2021) kanat uçlarına doğru giderek artan negatif burulma açısı kullanımının hava araçlarındaki yakıt tasarrufu üzerine etkilerini araştırmışlardır. Elde edilen bulgular burulmanın kanat üzerinde çan eğrisi şeklinde taşıma kuvveti dağılımı oluşturduğunu ve çan eğrisi şeklindeki taşıma kuvveti dağılımının eliptik kanat dağılımı ile karşılaştırıldığında %4 ila %6 oranında yakıt tasarrufu sağlanabileceğini göstermişlerdir. Bununla birlikte Jones (1950) kantta optimize edilmiş burulma kullanımı ile elde edilen çan şeklindeki taşıma dağılımının eliptik taşıma dağılımına göre %15 daha az indüklenmiş sürükleme oluşturduğunu belirtmişlerdir. Ayrıca Wroblewski ve Ansel (2017) burulma açısı değişkeni kullanarak optimize edilen kanat profilinin sürükleme kuvvetinde %12'ye varan azalma sağlanabileceğini bildirmişlerdir. Capellaro ve Chend (2014) rüzgâr türbini kanatlarında burulma kullanılması üzerine yapmış oldukları çalışmada burulma açısına bağlı olarak daha yüksek güç üretilebileceğini göstermişlerdir. Kaygan ve Ulusoy (2018) kanat aerodinamiğini optimize etmek amacıyla Airbus A320 kanat yapısını temel alarak kanat üzerinde -8° ile +8° arasında ±2°'lik adımlarla burulma açıları inceleyip özellikle ϕ = 2° burulma açısının aerodinamik performansı önemli ölçüde etkilediği ve burulma değiştirme teknolojisinin yeterli uçuş kontrolü sağlayabileceği sonucuna ulaşmışlardır. Saber ve Djavershkian (2014) yatay eksenli rüzgâr türbin kanatlarında burulma kullanımı etkilerini Blade Element Momentum (BEM) yöntemi kullanarak irdelemişlerdir. Elde edilen sonuçlar optimize edilmiş burulma açısı dağılımı sayesinde türbin güç üretimi miktarında %26 oranında artış sağlanabileceğini göstermişlerdir. Benzer bir çalışmada Seyhan ve Tanürün (2024), Schmitz denklemi kullanılarak türetilen kanat burulması ile rüzgar türbinlerinde geleneksel kanat modeline kıyasla daha yüksek güç katsayısına ulaşılabileceğini göstermişlerdir. Rodrigue vd. (2016) İnsansız Hava Aracı (İHA) kanadında Şekil Hafızalı Alaşım telleri kullanarak burulma şekil değiştirmesi elde etmişlerdir. Elde edilen sonuçlar burulma açısının 6° hücum açısından daha düşük değerlerde kanatta taşıma katsayısını artırırken 8° üzerindeki değerlerde ise sürükleme katsayısında artışa neden olduğunu ortaya koymuştur.

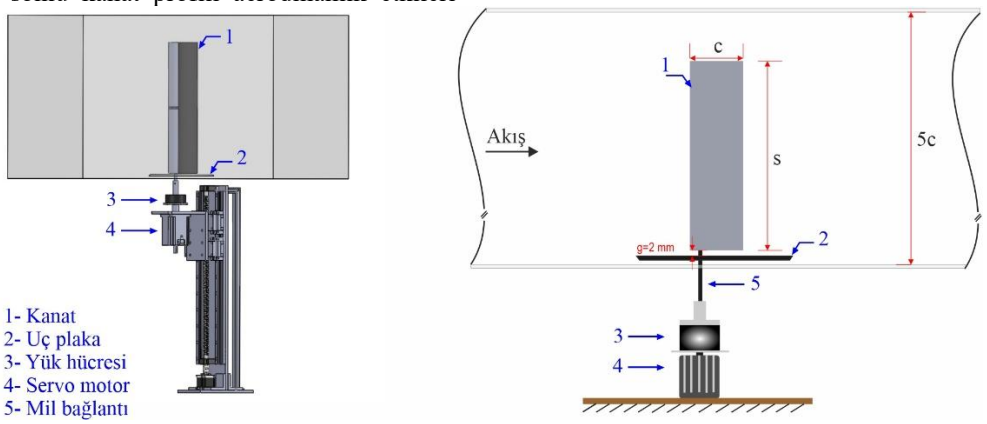
Diğer taraftan Qi ve Gordiner (2014) farklı esneklik seviyelerine sahip çırpan kanatlar üzerine gerçekleştirdiği çalışmada çırpma hareketi sırasında meydana gelen "S" şeklindeki deformasyonun kanat

aerodinamiği üzerindeki etkili olduğunu ve esneklik seviyesi EI=0.41 olduğunda taşıma katsayısında katı kanata oranla %22'lik bir artış elde edilebileceğini göstermişlerdir. Tian vd. (2013) çalışmalarında kanat çırpma hareketi yaparken gerçekleşen pasif burulma hareketinin aerodinamik performansı ciddi oranda etkilediğini göstermişlerdir. Kanada orta düzeyde esneklik verildiğinde katı kanata oranla taşıma katsayısının %15-30, itki oranının 3 kata kadar artabildiği, daha düşük esnekliklerde taşıma katsayısının azalıp itki seviyesinde iyileşme görüldüğü, yüksek esnekliklerde ise güç tüketiminin arttığı sonucunu elde etmişlerdir. Mazaheri ve Ebrahimi (2010) çalışmasında mikro hava araçlarında (MAV) esnek kanatların çırpma hareketinin burulma sertliği parametresinde meydana getirdiği değişimin kanadın aerodinamik performansı üzerindeki etkilerini incelemiş ve esnek kanat konfigürasyonun katı kanat konfigürasyonuna oranla daha verimli olabileceğini göstermişlerdir. Vale vd. (2021) kanadın farklı uçuş koşullarına adapte olabilmesi amacı ile önerdiği burulma yöntemi ile kanat taşıma sürükleme oranının C_L/C_D=14.5'e kadar çıkarılabileceği göstermişlerdir.

Açık literatürde kanata burulma verilmesi üzerine çeşitli çalışmalar olmasına rağmen, burulmanın kısmi esnek yüzeye sahip sonlu kanat profili aerodinamik etkileri üzerine çalışma bulunmamaktadır. Bu çalışma özellikle düşük Reynolds akış rejimlerinde kanat şekil değiştirme yöntemi olarak burulmanın kanat aerodinamik verimi üzerine etkilerini araştırmayı amaçlamaktadır. Elde bulguların insansız hava aracı (İHA) ve küçük ölçekli rüzgar türbinlerinde aerodinamik verimliliğin arttırılması çalışmalarına temel olması beklenmektedir.

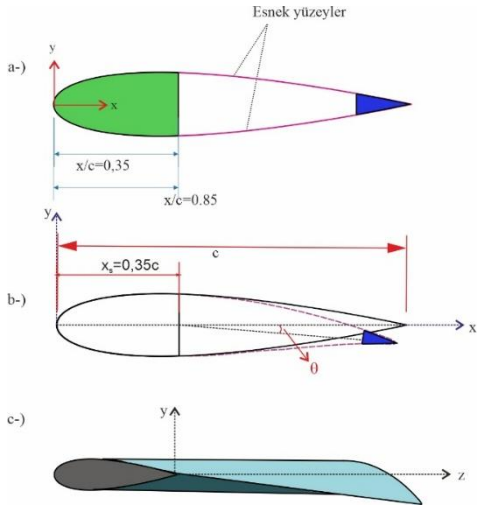
MATERYAL VE METHOD

Bu çalışmada kısmi esnek yüzeye sahip NACA0018 sonlu kanat profilinde burulmanın etkisi deneysel olarak irdelenmiştir. Deneyler Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi, Havacılık ve Uzay Mühendisliği Bölümü, Aerodinamik Laboratuvarı'nda bulunan sesaltı, emme tipi rüzgâr tüneli kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Rüzgâr tüneli, akış olaylarının gözlenmesi için şeffaf pleksiglas bir duvarla çevrili, 600 mm × 600 mm boyutlarında kare bir test kesitine sahiptir. Tünel, 20 m/s'lik maksimum hızda çalışabilmektedir. Tünel test kesitindeki türbülans yoğunluğu bu çalışma için %1'den azdır. Deneylerde kanda hücum açısı bilgisayar kontrollü servo motor yardımı ile verilmiş ve kanat profiline etki eden kuvvetler 6 eksenli ME-systeme-K6D40-50N-5Nm marka yük hücresi yardımı ile ölçülmüştür. Şekil 1'de deney düzeneğinin şematik gösterimi sunulmuştur.



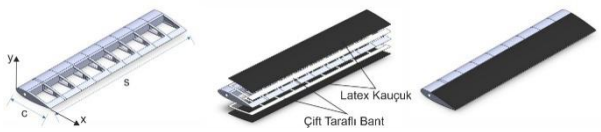
Şekil 1. Deney düzeneğinin şematik gösterimi

Çalışma kapsamında kullanılan NACA 0018 sonlu kanat modeli c= 120 mm veter ve s=480 mm kanat açıklığına sahiptir. Kısmi esnek yüzeyin konumu x/c=0,35 ile x/c=0,85 aralığı belirlenmiştir (Şekil 2a). Esnek membran malzemesi olarak Young modülü 2,2 MPa ve kalınlığı 0,2 mm lateks kauçuk levha kullanılmıştır. Kanatta burulma Şekil 2b'de gösterildiği üzere kanat yatay ekseni ile kanat firar kenarı arasındaki açı, θ ile tanımlanmıştır. Kanatta burulma elde etmek için kanat kamber geometrisi üçüncü dereceden bir polinom ile ifade edilmiştir. Polinom denklemlerine ait ayrıntılar Woods vd. (2014) çalışmasında bulunmaktadır. Burulmaya sahip kanat profilin şematik gösterimi Şekil 2c'de sunulmuştur.

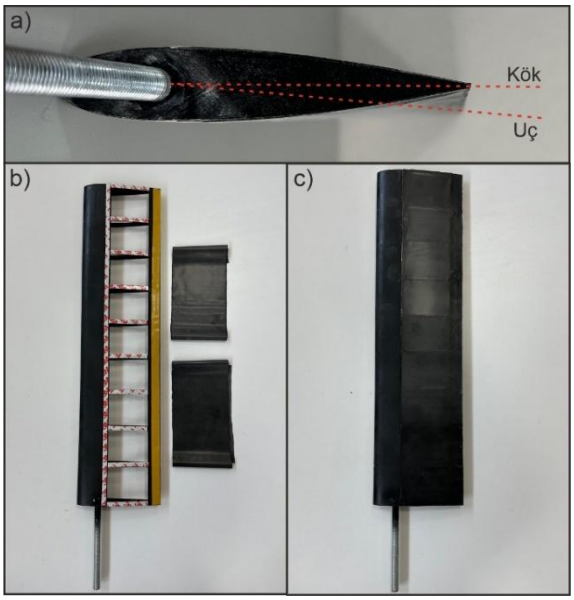


Şekil 2. Esnek Yüzey ile Kaplanmamış Farklı Burulma Açılarındaki NACA0018 Kanat Profilleri

Kanat profillerinde esnek membran 0,0125s kalınlığına sahip 10 adet nervür ile desteklenmiştir. Çalışma kapsamında kullanılan deney modelleri 3 boyutlu yazıcı ile üretilmiş ve esnek membran, 0,05 mm inceliğinde çift taraflı bant ile tutturulmuştur. Modellerin üretim süreçleri ait şematik gösterim Şekil 3'de deneylerde kullanılan kanat profiline ait görsel Şekil 4'de sunulmuştur.



Şekil 3. Deney modellerinin şematik üretim süreci



Şekil 4. Deney modelinin görseli

Çalışma kapsamında taşıma ve sürükleme kuvvet ölçümleri burulma açısının θ=0°, 2,5° ve 5° ve veter uzunluğuna bağlı Reynolds sayısının Re=5x10^4 ve 7x10^4 değerlerinde gerçekleştirilmiştir. Re sayısına ait formül Eş.1'de sunulmuştur.

$$\mathrm{Re} = \frac{\rho U_\infty c}{\mu} \qquad (1)$$

Eşitlikte ρ ve U∞ sırası ile hava yoğunluğunu ve serbest akım hızını ifade ederken c kanat veter uzunluğunu, μ ise dinamik viskoziteyi simgelemektedir.

Kuvvet ölçümleri 0° ile 18° hücum açısı aralığında ve 2º artırımla gerçekleştirilmiştir. Her bir ölçüm kuvvet verileri 20 saniyelik bir zaman aralığı boyunca 1000 Hz örnekleme hızında toplanmıştır. Boyutsuz taşıma (C_L) ve sürükleme (C_D) katsayıları sırası ile Eş. 2 ve Eş. 3 yardımı ile hesaplanmıştır.

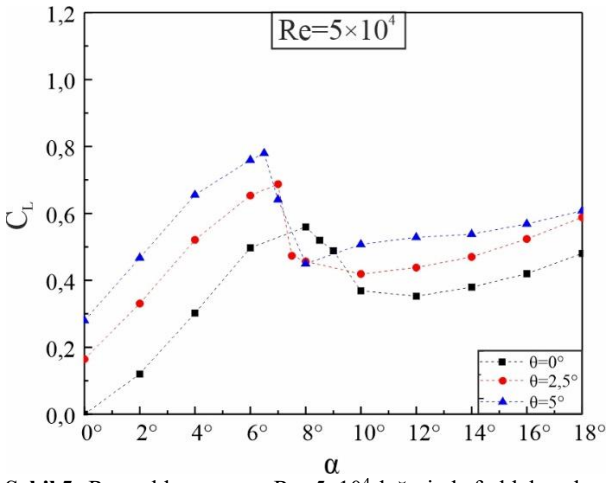
$$C_L = \frac{F_L}{0.5\rho U_\infty^{\,2} A} \qquad (2)$$

$$C_D = \frac{F_D}{0.5\rho U_\infty^{\,2} A} \qquad (3)$$

Eşitliklerde F_L ve F_D sırası ile taşıma ve sürükleme kuvvetini, ρ hava yoğunluğunu, U∞ serbest akım hızını, A kanat projeksiyon alanını ifade etmektedir. Gerçekleştirilen deneylerde aerodinamik katsayılardaki belirsizlik %3'ün altındadır.

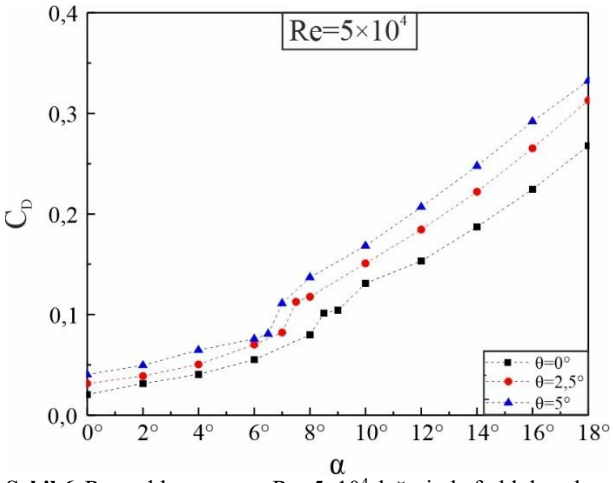
BULGULAR VE TARTIŞMALAR

Şekil 5'de burulma açısı θ=0º, 2,5º ve 5º değerlerine sahip kanat modelleri için taşıma katsayısının, C_L hücum açısı ile değişimi sunulmuştur. Elde edilen bulgular θ=0º burulma açısına sahip kanat modeli simetrik bir profile sahip olmasından dolayı hücum açısının α=0º değerinde sıfır taşıma ürettiğini göstermiştir. Diğer taraftan kanata burulma verilmesi durumunda hücum açısının α=0º değerinde taşıma ürettiği gözlemlenmiştir. Bütün kanat modelleri için artan hücum açısı ile C_L değeri artmaktadır. Hücum açısının α=4° değerinde θ=2,5° ve 5° burulma açısına sahip kanat modelleri için simetrik kanat modeline (θ=0º) kıyasla, sırası ile yaklaşık %30 ve %40 daha yüksek kaldırma katsayısı elde edilmiştir. Artan burulma açısı ile taşıma katsayısının arttığı gözlemlemiştir. Bununla birlikte, θ=0º, 2,5° ve 5° kanat modelleri için tutunma kaybı açısı sırası ile α=8º, 7º ve 6.5º olarak belirlenmiştir. Ayrıca kanata burulma verilmesi simetrik kanada kıyasla tutunma kaybı açısını öne çekmesine rağmen, burulmaya sahip kanat modellerinin tutunma kaybı açısı sonrasında da taşıma katsayısı üzerinde etkili olduğu ve burulmaya sahip kanat modellerinin daha yüksek C_L değerlerine sahip olduğu gözlemlenmiştir.



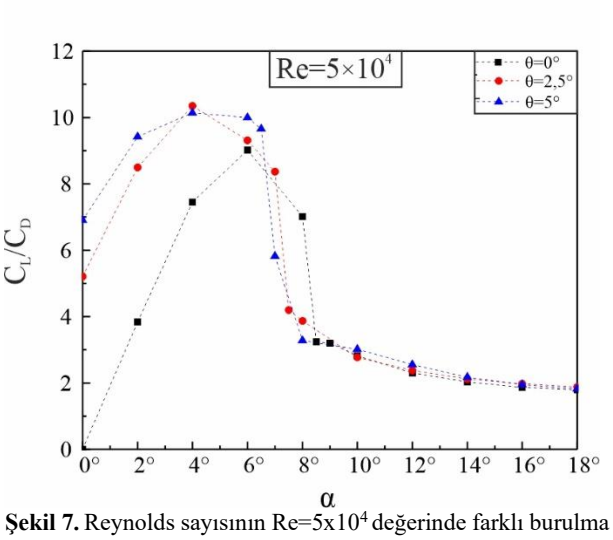
Şekil 5. Reynolds sayısının Re=5x10^4 değerinde farklı burulma açıları için taşıma katsayısının hücum açısı ile değişimi

Reynolds sayısının Re=5x10^4 değerinde kısmi esnek yüzeye sahip kanada burulma verilmesinin kanat sürükleme katsayıları üzerine etkileri Şekil 6'da sunulmuştur. Elde edilen bulgular kısmi esnek yüzeye sahip kanada burulma verilmesi sadece taşıma katsayısını arttırmadığı aynı zamanda sürükleme katsayılarında da artışa neden olduğunu ortaya koymaktadır. Artan burulma ve hücum açısı ile sürükleme katsayısının arttığı gözlemlenmiştir. Hücum açısının 6º≤α≤8º aralığındaki sürükleme katsayılarındaki ani artışlar kanadın tutunma kaybına girdiğini göstermektedir. Ayrıca burulmanın tutunma kaybı açısı sonrasında da tutunma kaybı öncesi hücum açılarına benzer değişim gösterdiği, artan burulma açısı ile sürükleme katsayısının daha yüksek değerler aldığı gözlemlenmiştir.



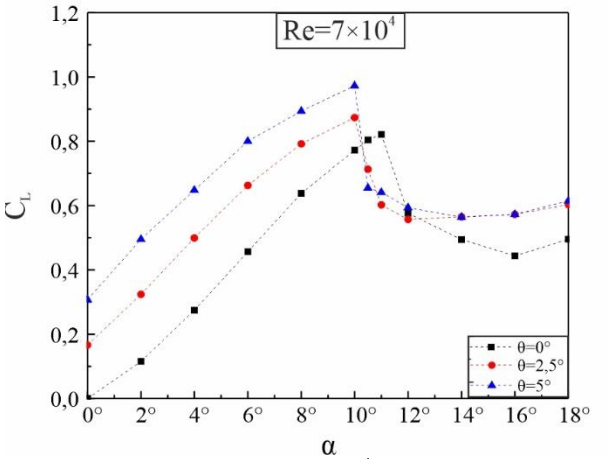
Şekil 6. Reynolds sayısının Re=5x10^4 değerinde farklı burulma açıları için sürükleme katsayısının hücum açısı ile değişimi

Burulmanın esnek yüzeyli kanat aerodinamik performansı üzerine etkisini irdelemek amacı ile Şekil 7'de Re=5x10^4 değerinde elde edilen taşıma katsayısının sürükleme katsayısına oranının (C_L/C_D) hücum açısı ile değişimi sunulmuştur. Elde edilen veriler kanatta burulma şekil değişikliğinin aerodinamik performansı önemli ölçüde etkilediğini göstermiştir. Özellikle α=0º hücum açısında burulma şekil değişikliğinin neden olduğu yüksek taşıma kuvveti sonucu, θ= 2,5° ve 5 kanat modelleri için sırası ile 5 ve 7 C_L/C_D oranları elde edilmiştir. Tutunma kaybı açısında kadar burulmanın etkin olduğu ve artan hücum açısı ile C_L/C_D arttığı gözlemlenmiştir. Ancak tutunma kaybı açısı sonrasında ise burulmanın C_L/C_D üzerinde etkisinin olmadığı ve bütün kanat modelleri için C_L/C_D değerlerinin birbirine yaklaştığı gözlemlenmiştir.



Şekil 7. Reynolds sayısının Re=5x10^4 değerinde farklı burulma açıları için sürükleme katsayısının sürükleme katsayısına oranının hücum açısı ile değişimi

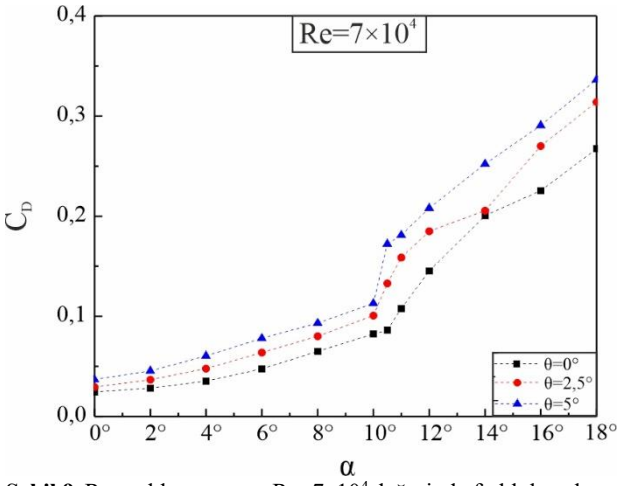
Reynolds sayısının kanat burulma şekil değişikliği üzerine etkilerini irdelemek amacı ile Şekil 8'de Re=7x10^4 için taşıma katsayısının hücum açısı ile değişimi sunulmuştur. Elde edilen bulgular Re=7x10^4 değerinde hücum açısı ile C_L değişim eğilimlerinin Re=5x10^4 ile benzer olduğunu göstermiştir. Ancak artan Reynolds sayısı ile bütün kanat modelleri için tutunma kaybı açısının ötelendiği gözlemlenmiştir. Tutunma kaybı açısı θ=0º, 2,5° ve 5° için sırası 11º, 10º ve 10º olarak belirlenmiştir. Bununla birlikte Reynolds sayısının Re=7x10^4 değerine çıkarıldığında taşıma katsayısının en yüksek değerinin, θ=0º, 2,5° ve 5° için sırası ile %46, %27 ve %24 arttığı gözlemlenmiştir.



Şekil 8. Reynolds sayısının Re=7x10^4 değerinde farklı burulma açıları için taşıma katsayısının hücum açısı ile değişimi

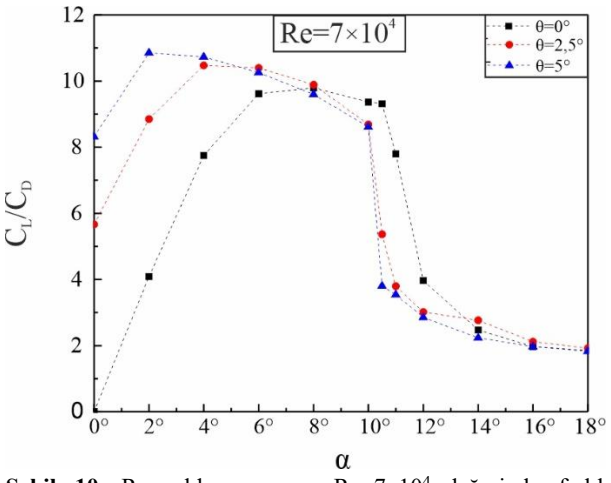
Şekil 9'da, Re= 7x10^4 değeri için farklı burulma açılarına sahip kanat modelleri için taşıma katsayısının hücum açısı ile değişimi sunulmuştur. Elde edilen bulgular Reynolds sayısı değişiminin kısmi esnek yüzeyli kanat sürükleme katsayısı üzerinde önemli bir etkisinin olmadığını ortaya koymuştur. Kanat burulma ve hücum açılarının artması ile sürükleme kuvvetinin arttığı ve

özellikle tutunma kaybı açısında ani artışların meydana geldiği gözlemlenmiştir.



Şekil 9. Reynolds sayısının Re=7x10^4 değerinde farklı burulma açıları için sürükleme katsayısının hücum açısı ile değişimi

Re=7x10^4 değeri için farklı burulma açılarına sahip kanat modelleri için taşıma katsayısının sürükleme katsayına oranının hücum açısı ile değişimi Şekil 10'da sunulmuştur. Hücum açısının α=0º değerinde θ=2,5º ve 5º burulma verilmiş kanat modelleri için C_L/C_D oranları yaklaşık sırası ile 5,6 ve 8,3 olarak belirlenmiştir. Elde edilen bulgular hücum açısının α=6º değerine kadar kanat burulma şekil değişikliğinin C_L/C_D üzerinde etkili olduğunu ortaya koymuştur. Diğer taraftan α≥8º için burulma şekil değişikliği etkisinin azaldığı ve bütün kanat modelleri için elde edilen C_L/C_D değerlerinin birbirine yaklaştığı gözlemlenmiştir.



Şekil 10. Reynolds sayısının Re=7x10^4 değerinde farklı burulma açıları için sürükleme katsayısının sürükleme katsayısına oranının hücum açısı ile değişimi

SONUÇ

Bu çalışmada kısmi esnek yüzeye sahip NACA 0018 profilinde burulma şekil değişikliğinin kanat aerodinamik performansı üzerine etkileri deneysel yöntem kullanılarak araştırılmıştır. Kuvvet ölçüm deneyleri açık çevrim emme tip rüzgar tünelinde Reynolds sayısının Re= 5x10^4 ve 7x10^4 değerlerinde hücum açısının 0º≤α≤18º aralığında gerçekleştirilmiştir. Kısmi esnek yüzeyli kanat modelleri veter uzunluğunun %35 ile %85 aralığının esnek membran malzeme ile kaplanması ile elde edilmiştir. Kanatta burulma şekil değişikliği veter uzunluğunun %35'inden itibaren gerçekleştirilen veter hattındaki açısal değişim ile elde edilmiştir. Deneyler kanat burulma açısının θ=0º, 2,5º ve 5º değerleri için gerçekleştirilmiştir.

Elde edilen bulgular kısmi esnek yüzeyli kanatta burulma şekil değişikliğinin kanat aerodinamik katsayılar üzerinde etkili olduğunu göstermiştir. Hücum açısının α=0º değerinde burulma şekil değişikliğine sahip olan kanat profilleri taşıma kuvveti ürettiği tespit edilmiştir. Artan burulma açısı ile kanat taşıma katsayısının artmasının yanı sıra sürükleme katsayısının da arttığı gözlemlenmiştir. Bununla birlikte şekil değişikliğine sahip kanatlar için özellikle düşük hücum açılarında taşıma katsayısının sürükleme katsayısına oranının simetrik profile kıyasla daha yüksek değerler aldığı gözlemlenmiştir. Artan Reynolds sayısı ile kanat tutunma kaybı açısının ötelenmiştir.

Çalışma kapsamında elde edilen bulguların insansız hava aracı ve küçük ölçekli rüzgar türbinlerde aerodinamik verimliliğin arttırılması çalışmalarına katkı sağlaması beklenmektedir.

SEMBOLLER

C_L	Taşıma katsayısı [=$F_L/0,5\rho V^2A$]
C_D	Sürükleme katsayısı [=$F_D/0,5\rho V^2A$]
C_L/C_D	Taşıma katsayısının sürükleme katsayısına oranı
Re	Reynolds sayısı [=$V\rho D/\mu$]
α	Hücum açısı [Derece]
θ	Burulma açısı [Derece]

TEŞEKKÜR

Bu çalışma, Türkiye Bilimsel ve Teknolojik Araştırma Kurumu (TÜBİTAK) tarafından 223M340 Numaralı proje ile desteklenmiştir. Projeye verdiği destekten ötürü TÜBİTAK'a teşekkürlerimizi sunarız.

KAYNAKLAR

Boschetti P. J., Amerio A. and Cárdenas E. M., 2009, Aerodynamic Performance as a Function of Local Twist in an Unmanned Airplane, *47th AIAA Aerospace Sciences Meeting Including The New Horizons Forum and Aerospace Exposition*, Orlando, 5-8.

Capallero M. and Cheng P. W., 2014, An Iterative Method to Optimize the Twist Angle of a Wind Turbine Rotor Blade, *Wind Engineering,* 38(5), 489–498.

Hospodář P., Drábek A. and Prachař A., 2021, Aerodynamic Design and Strength Analysis of the Wing for the Purpose of Assessing the Influence of the Bell-Shaped Lift Distribution, *Aerospace,* 9, 13.

Jones, R. T., 1950, The spanwise distribution of lift for minimum induced drag of wings having a given lift and a given bending moment (No. 2249). *National Advisory Committee for Aeronautics.*

Kaygan E. and Ulusoy C., 2018, Effectiveness of Twist Morphing Wing on Aerodynamic Performance and Control of an Aircraft, *Journal of Aviation*, 2(2), 77–87.

Lobo do Vale J., Raffaelli J. and Suleman A., 2021, Experimental Validation and Evaluation of a Coupled Twist-Camber Morphing Wing Concept, *Applied Sciences*, 11, 10631.

Mazaheri K. and Ebrahimi A., 2010, Experimental Investigation of the Effect of Chordwise Flexibility on the Aerodynamics of Flapping Wings in Hovering Flight, *Journal of Fluids and Structures*, 26(4), 544–558.

Meresman Y. and Ribak G., 2017, Allometry of Wing Twist and Camber in a Flower Chafer During Free Flight: How Do Wing Deformations Scale With Body Size?, *Royal Society Open Science,* 4(10), 171152.

Nı Z., Su T.-C. and Dhanak M., 2018, An Empirically-Based Model for the Lift Coefficients of Twisted Airfoils With Leading-Edge Tubercles, *AIP Advances,* 8, 045123.

Qi D. and Gordiner R., 2014, Effects of Deformation on Lift and Power Efficiency in a Hovering Motion of a Chord-Wise Flexible Wing, *Journal of Fluids and Structures*, 54, 142–170.

Ribak G., Stearns O., Sundararajan K., Dickerson-Evans D., Melamed D., Rabinovich M. and Gruka R., 2025, Insect Wing Flexibility Improves the Aerodynamic Performance of Small Revolving Wings, *İScience*, 28(3), 112035.

Rodrigue H., Cho S., Han M.-W., Bhandari B., Shim J.-E. and Ahn S.-H., 2016, Effect of Twist Morphing Wing Segment on Aerodynamic Performance of UAV, *Journal of Mechanical Science and Technology*, 30(1), 229–236.

Saber M. R. and Djavareshkian M. H., 2014, Comparison of Performance Base and Optimized Blades of Horizontal Axis Wind Turbine, *International Journal of Renewable Energy Research*, 4(1), 61–68.

Seyhan M. and Tanürün H. E., 2024, Experimental Optimization of the SG6043 Airfoil for Horizontal Axis Wind Turbine Using Schmitz Equations, *International Journal of Energy Studies,* 9(4), 619–636.

Sun J., Yonezawa K., Tanabe Y., Sugawara H. and Liu H., 2023, Blade Twist Effects on Aerodynamic Performance and Noise Reduction in a Multirotor Propeller, *Drones*, 7, 252.

Tian F.-B., Luo H., Song J. and Lu X.-Y., 2013, Force Production and Asymmetric Deformation of a Flexible Flapping Wing in Forward Flight, *Journal of Fluids and Structures*, 36, 149–161.

Woods, B. K., Fincham, J. H., Friswell, M. I., 2014, Aerodynamic modelling of the fish bone active camber morphing concept *In Proceedings of the RAeS Applied Aerodynamics Conference, Bristol, UK* (Vol. 2224).

Wroblewski G. E. and Ansell P. J., 2017, Prediction and Experimental Evaluation of Planar Wing Spanloads for Minimum Drag, *Journal of Aircraft,* 54, 5.

ALBATROS ÜST KESİTLİ MODİFİYE NACA0012 KANATININ AERODİNAMİK PERFORMANSI ÜZERİNE DENEYSEL BİR ÇALIŞMA

Büşra KARATAŞ*, Hürrem AKBIYIK**
*Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi, Havacılık ve Uzay Bilimleri Fakültesi, Havacılık ve Uzay Mühendisliği Bölümü, 01250 Sarıçam, ADANA, bsra.karatasb@gmail.com
** Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi, Havacılık ve Uzay Bilimleri Fakültesi, Havacılık ve Uzay Mühendisliği Bölümü, 01250 Sarıçam, ADANA, hakbiyik@atu.edu.tr

Özet: Uçan canlılar kanat morfolojilerini uzun zamandır kendi avantajlarına göre değiştirmişlerdir. Havacılık açısından, aerodinamik verimliliği en üst düzeye çıkarmak için doğadan ilham almak teknolojik bir avantajdır. Bu süreç havacılık alanında daha verimli kanatların tasarlanmasına ve doğadan ilham alınarak hava araçlarının geliştirilmesinde önemli rol oynamaktadır. Dahası, bu kuşlar uçuş sırasında çevre koşullarına uyum sağlayarak enerjilerini en iyi şekilde kullanmaktadırlar. Dolayısı ile bütüncül bakıldığında havacılık alanında ihtiyaç durumuna göre doğadaki bu canlıların morfolojik yapılarından esinlenmek teknolojinin gelişmesine doğrudan katkı sunabilme potansiyelini barındırmaktadır. Bu çalışmada, minimum enerji harcaması ile okyanuslar yüzeyinde süzülerek uzun mesafeler kateden Albatros kuşunun kanat üst görünüş yapısı havacılık alanında sıklıkla kullanılan NACA0012 airfoili ile birlikte kullanılmıştır. Bu çalışmada, aerodinamik karakteristiği ortaya koymak için rüzgâr tünelinde 8×10^4 Reynolds sayısında kuvvet ölçüm deneyleri yapılmıştır. Ayrıca, kanat yüzeyindeki akış topolojilerini ortaya koymak için TiO_2 bazlı yüzey yağ akış görselleştirme tekniği uygulanmıştır. Kuvvet ölçüm sonuçları, albatros kanadının stol açısını 1° öteledeğini ve maksimum C_L değerini ise yaklaşık %2.1 oranında arttığını göstermektedir. Dahası, albatros kanadının L/D değerinin iyileştirdiğini ve düşük Reynolds sayılarında çalışan hava araçlarında performans artışı sağlayabileceğini göstermektedir.
Anahtar Kelimler: Biomimetik, Albatros kuş kanadı, Aerodinamik performans, Yüzey yağ görüntüleme.

AN EXPERIMENTAL STUDY ON THE AERODYNAMIC PERFORMANCE OF AN ALBATROS TOP CROSS SECTION MODIFIED NACA0012 AIRFOIL

Abstract: Flying livings have long modified their wing morphology to their advantage. From an aviation perspective, it is a technological advantage to take inspiration from nature in maximizing aerodynamic efficiency. This process plays an important role in the design of more efficient wings in the field of aviation and the development of aircraft inspired by nature. Moreover, these birds adapt to environmental conditions during flight and use their energy in the best way. Therefore, when viewed totally, inspiration from the morphological structures of these creatures in nature has the potential to directly contribute to the development of technology in the field of aviation according to the need. In this study, the wing top view structure of the Albatross bird, which glides over the surface of the oceans and covers long distances with minimum energy expenditure, was used together with the NACA0012 airfoil, which is frequently used in the field of aviation. In this study, force measurement experiments were conducted in the wind tunnel at 8×10^4 Reynolds number to reveal the aerodynamic characteristics. In addition, the TiO_2-based surface oil flow visualization technique was applied to reveal the flow topologies on the wing surface. Force measurement results show that the albatross wing shifts the stall angle by 1° and increases the maximum C_L value by approximately 2.1%. Moreover, it shows that the L/D value of the albatross wing is improved and that it can provide performance increase in aircraft operating at low Reynolds numbers.
Keywords: Biomimetics, Albatross bird wing, Aerodynamic performance, Surface oil flow visualization

INTRODUCTION

Flying livings have optimized their wing morphology to maximize aerodynamic efficiency in accordance with environmental conditions for millions of years. In this natural selection process, different wing structures have emerged for each bird species depending on different flight needs. The distinct morphological differences in these wing structures can be associated with different flight styles such as maneuverability, high speed, hovering, gliding, and slow wing flapping (Hassanalian et al, 2017). These morphological differences include the fact that hummingbirds can hover continuously in the air and have folded-back wings (Achache et al, 2018;

Warrick et al, 2015). Birds such as sparrows and ravens have short, elliptical wings that enable them to fly more flexibly through dense vegetation (Savile, 1957; Kumar and Dorlikar, 2021). Birds such as terns and swallows can fly at high speeds and have narrow, swept-back wings (Norberg, 1994; Hedenström and Åkesson, 2016). The wings that birds generate to perform different tasks are generally divided into four main groups; high speed wings, maneuvering wings, active soaring wings, passive soaring wings (Savile, 1957).

Albatrosses, which stand out with their gliding abilities, have long, pointed, high aspect ratio wings that allow them to fly long distances with less energy expenditure. (Richardson, 2011). There are various studies in the literature on the wing morphologies of albatrosses.

Stempeck et al., 2018 studied the aerodynamic efficiency of the bio-inspired bird which is albatross by modeling its wing shape for sea-based unmanned aerial vehicles using numerical methods. In this study, they compared the albatross wing with various geometric wing shapes and the wing structures of some migratory birds. They also modified the variations of the albatross wing with different offset values. In comparison with geometric shapes, they observed that the albatross wing performed better at low attack angles, although the elliptical wing yielded a higher lift coefficient overall. In comparison with seasonal birds, the study confirmed that the albatross wing exhibited the highest aerodynamic efficiency with a L/D of 26.8 at a 3.5° angle of attack. In another study Nithiyapathi et al., 2021 compared the albatross with various traditional wing shapes as well as with the wing structures of some migratory birds. They compared the albatross with various traditional wing shapes as well as the wing structures of some migratory birds. In the numerical analysis, the Reynolds number was determined as 5×10^4 and various airfoil types were analyzed and it was found that the most suitable one was GEO 174. They found that at low angles of attack, the albatros wing exhibited a greater lift coefficient and the drag force was lower than geometric models. Sanchez et al., 2018 conducted numerical analyses for a micro tilt wing UAV inspired by the albatross bird. In this study, albatross wing shapes were modeled for three different aspect ratios (6.5, 6.8 and 7.5) and 4 different airfoil types (AG16, AG26, NACA2410, and NACA2412) were used. Their finding indicated that the wing with AR = 7.5 exhibited a higher lift than the model with AR = 6.8. For the airfoil type, they stated that the AG26 model showed higher lift force before stalling. Schoombie et al., 2025 performed 3D modeling of a wing model of the Grey-headed albatross in both static and wind tunnel conditions. Winter et al., 2025 studied the upper wing profile section of the Grey-headed albatross at static and moving conditions. With a Reynolds number of 2×10^5, the wing model exhibited an L/D of 3.1 in the static model while it was 44.5 in the moving model. Wang et al, 2024 modelled the wing of the dynamically soaring albatross based on its joints. They defined the dihedral, sweep and twist angles corresponding to the shoulder, elbow and ankle joints as research parameters. Using these parameters, they designed four different wing configurations and analysed all of them numerically with the RANS method at a Reynolds number of 4×10^5. Their analysis results revealed that the anhedral wing tip transformation reduced the drag coefficient by 7.75%.

The objective of this study is to experimentally present both the force measurements and the flow topology by modifying the upper wing profile of the albatross bird to the NACA0012 airfoil. Aerodynamic characteristics were evaluated through force measurements, and the TiO_2-based surface oil flow visualisation technique was used to see the changes in the surface flow topology.

EXPERIMENTAL STUDY

Aerodynamic force measurements were carried out in an open-suction type wind tunnel. This wind tunnel test section has a rectangular cross section with a 400 mm x 400 mm size and length is 1000 mm. The turbulence intensity at free-stream velocity is less than 1%. Figure 1 shows the schematic and real view of force measurement system. To measure the lift and drag forces acting on test model, a six-component ATI Gamma load cell was used. The sampling frequency was 2000 Hz and 400 total data were taken by using a PCI Express NI data acquisition card. In these experiments, the angle of attack of the wing was determined as $0° \leq \alpha \leq 18°$ with an interval of 1°. These attack angles are set by using a rotary unit. The Reynolds number determined from the mean chord lenght is $Re=8\times10^4$.

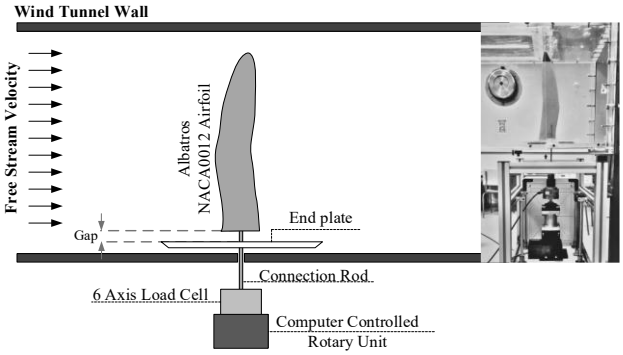


Figure 1. Wind tunnel test section schematic view and real view for force measurement.

The chord length of the NACA0012 profile is 100 mm and the span length is 246 mm. The chord and span lengths of the Albatross wing were determined by keeping them equal to the surface area of the base model. The bird wing profile was produced in three parts using the Creality Ender 3 S1 model printer. This is because the profile of a birds wing becomes thinner towards the tip. After the puttying process, the wing surface was sanded gradually using increasingly fine sandpaper, starting with 180-grit and finishing with 3000-grit.

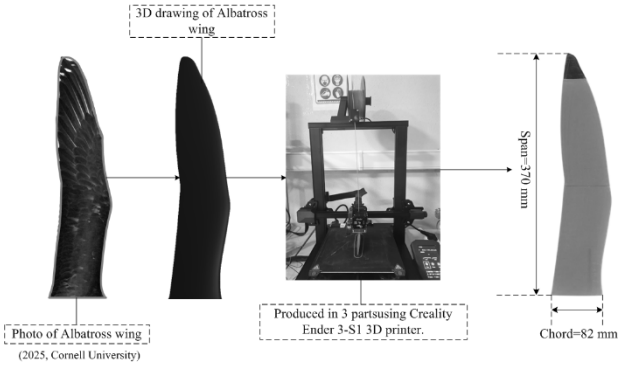


Figure 2. Manufacturing process of modified albatross wing based on NACA 0012 airfoil.

TiO_2 based surface oil flow visualization technique was used to reveal the flow topology on the surface. Titanium dioxide powder, SAE30 gas oil and oleic acid were mixed in the ratio of 1:5:7, respectively. The mixture ratio is used considering studies found in literature (Akbıyık, 2025; Kaya and Akbıyık, 2025). The mixture was applied to the surfaces of the bird wing and airfoil profile using a brush. The passed time for surface oil visualisations on the test models is approximately 25 minutes. TiO_2 surface oil visualisation experiments were carried out different attack angles such as 0°, 5°, and stall.

RESULTS AND DISCUSSION

In this study, experiments were performed in an open-suction wind tunnel to investigate the aerodynamic characteristics of the NACA0012 airfoil, inspired by the wing of the Albatross bird. Force measurements were carried out between α=0° and α=18° and at a Reynolds number of 8×10^4. Figure 3 shows the C_L as a function of angle of attack graph for the modified albatross wing and the base model NACA0012 airfoils. An increase in C_L values up to α=9° is observed for both models. The stall angle for the base model is α=9° and the maximum lift coefficient (C_{Lmax}) is about 0.696. The Albatross modified model produced a higher C_L compared to the base model and this value is about 0.711 at an angle of attack of 10°. In addition, the Albatross modified model shifts the stall angle by α=1° in comparision with the base model. It is seen that the C_L value of the base model is higher before the stall phenomenon. The albatros-modified model exhibits a higher C_L value during the fall experienced with the stall condition. It is seen that the base model still produces more lift with the first increase in its value after the fall.

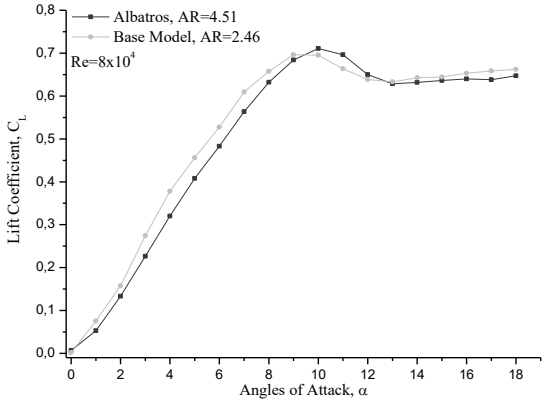


Figure 3. Comparison of lift coefficient for albatross and base model.

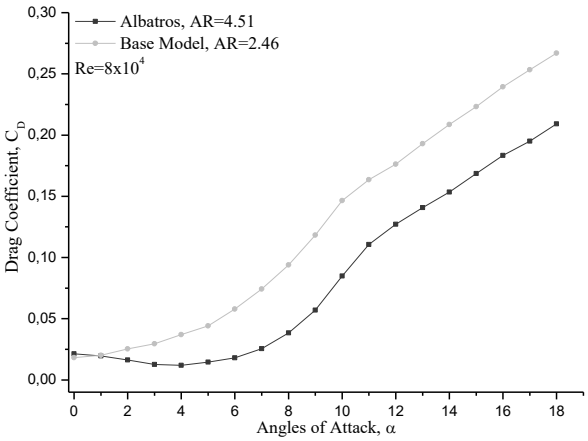


Figure 4. Comparison of drag coefficient for albatross and base model.

Figure 4 presents the C_D characteristics of the test models for various angle of attacks. For the albatros modified model C_D value is quite low at the angle of attack values of 0° and 6°. There is a sudden increase in the C_D value at 10°, where flow separation occurs. For the base model C_D values is higher than the Albatros modified model for all attack angles. When the stall angle reaches 9°, a significant increase is observed in drag for base model. When the C_D graph is examined, it is generally seen that the aerodynamic efficiency due to the relatively higher drag coefficient of the base model is examined, and the Albatros modified model is more efficient.

The change of L/D according to the angle of attack for the designed models is given in the graph in Figure 5. The high L/D ratio indicates aerodynamic efficiency. When the graph is examined, the L/D value of the Albatross model is higher compared to the base model. Therefore, the albatross ispired wing model demonstrates higher aerodynamic efficiency than the base model. The L/D of the Albatross model reaches its maximum efficiency at an angle of attack of 5° and its maximum value is about 28.01. On the other hand, when the base model is examined, this value is about 10.33 for the same attack angle. There is a decrease in L/D ratio for both models after attack angles of 5°.

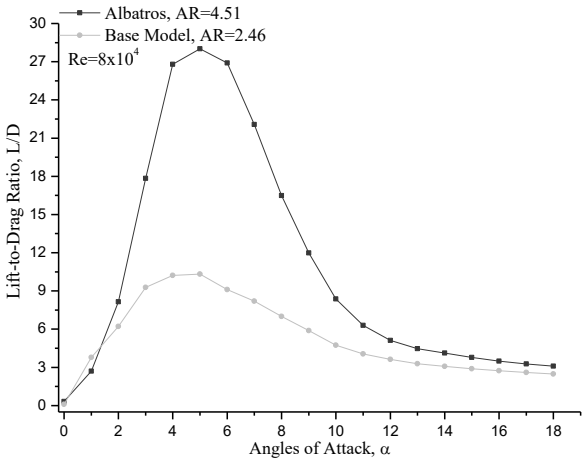


Figure 5. Comparison of lift-to-drag ratio (L/D) for albatross and base model.

Based on the findings from the force measurements, the TiO_2 based flow visualization technique of the base and albatross wing was applied at 1.2×10^5 Reynolds number. Figure 6 presents the surface oil flow visualization at α=0°, 5° and 9° determined in the base model according to the findings from the force measurements. At the attack angle α = 0°, the flow is observed to sweep the surface of the airfoil between approximately 0–1.5 chord length. It is observed that the LSB moves towards to leading-edge of the test model when angle of attack increases. When the oil surface flow images are handled with the lift/drag ratio (L/D) graph presented in Figure 5, the relationship between aerodynamic performance and surface flow characteristics is clearly revealed. The wider turbulent flow region at the angle α = 9° cause the lift force to decrease and the drag to increase, thus reducing L/D. This is related to the initially bursting of the laminar separation bubble (LSB). Because when this bubble bursts, the flow suddenly separates and becomes turbulent and cannot reattach to the wing surface; this causes both a reduction in lift and an increment in drag. Thus, the overall aerodynamic efficiency decreases. LSB is a phenomenon generally observed at low Re numbers. (Ol et al, 2025). At α = 0°, it is determined that the turbulent flow region is approximately in the range of 1.5–3.5 chord lengths when the leading edge of the wing as a reference point. At α = 5°, this turbulent flow region narrows even more, whereas at α = 9°, this turbulent flow region which begins immediately after the laminar separation bubble, widens from approximately between 2-8 chord length. This situation also coincides with the decrease in aerodynamic efficiency seen in the L/D graph presented in Figure 5. At α = 9°, a narrower laminar separation bubble is formed and with the bursting of this bubble, the lift coefficient is reduced while drag rises, thus the overall aerodynamic performance decreases.



Figure 6. Flow topology of NACA0012 airfoil using TiO_2 oif flow visualization technique.

According to the force measurement results of the Albatros modified model, the surface oil flow visualization at α=0°, 5° and stall angle of 10° degrees is presented in Figure 7. When the scale given in the picture is examined at 0° angle of attack, it is seen that the flow sweeps the surface in the range of 0 -1.5 chord length. It is seen that this range narrows in the chord length between 0-1 at α=5°. It is also observed that the laminar separation bubble shifts towards the leading-edge of the test model as the angle of attack is increased. The lack of swept away of the TiO_2 mixture due to flow separation is more pronounced at 5° angle of attack compared to 0°. This is primarily due to the greater adhesion of the flow to the wing surface at 0° angle of attack. In addition, a narrower laminar separation bubble is formed on the albatros model. Reverse flow is observed at the wingtip at 10°.

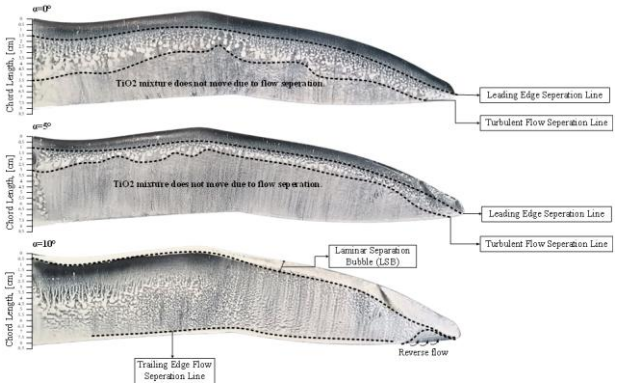


Figure 7. Flow topology of Albatros-modified model using TiO_2 oif flow visualzation technique.

CONCLUSION

In this study, the aerodynamic performance of a modified NACA0012 airfoil inspired by the upper section view of the Albatross birds wing was experimentally investigated through force measurements and surface oil flow visualization technique. The airfoil model was tested at a Reynolds number of 8×10^4 and surface oil flow visualization was performed using a TiO_2-based mixture

to reveal the flow topologies at critical angles of attack. The findings demonstrated that the Albatross modified model increased a shift in the stall angle of 1° with respect to the baseline NACA0012 airfoil and provided approximately 2.1% improvement in maximum lift coefficient. Moreover, the modified model showed significantly higher lift-to-drag ratios (L/D), especially at $\alpha = 5°$, reaching a peak value of 28.01 compared to 10.33 for the baseline model. This demonstrates that the effect of the Albatross modified model is more effective than base model considering aerodynamic performance at low Reynolds number.
Surface oil flow visualization reveals that the swept flow region narrows with increasing angle of attack. It almost disappears at the stall angle for the swept flow between 0 and 1.5 chord length at 0 degrees for the albatross model. In addition, the LSB moves towards to leading-edge of the model and becomes narrow at higher attack angles. It is shown that at the stall condition, the burst of the LSB leads to a sudden transition to turbulent flow and an decrease in lift, resulting in a decrease in aerodynamic performance. In conclusion, this study provides a study on how the Albatross-inspired wing design contribute to the development of aerospace vehicles by demonstrating its potential to improve aerodynamic performance at low Reynolds numbers.

Acknowledgement

This article is supported by the Scientific and Technological Research Council of Turkey (TUBITAK 1001 - Scientific and Technological Research Projects Funding Program)-Grant No.123M945

REFERENCES

Achache, Y., Sapir, N., & Elimelech, Y. (2018). Hovering hummingbird wing aerodynamics during the annual cycle. II. Implications of wing feather moult. *Royal Society Open Science*, *5*(2), 171766.

Akbıyık, H. (2025). The effect of cavity modified stepped geometry on aerodynamic performance of an airfoil at a low Reynolds number. *Physics of Fluids*, *37*(4).

Hassanalian, M., Abdelkefi, A., Wei, M., & Ziaei-Rad, S. (2017). A novel methodology for wing sizing of bio-inspired flapping wing micro air vehicles: theory and prototype. *Acta Mechanica*, *228*, 1097-1113.

Hedenström, A., & Åkesson, S. (2016). Ecology of tern flight in relation to wind, topography and aerodynamic theory. *Philosophical Transactions of the Royal Society B: Biological Sciences*, *371*(1704), 20150396.

Kaya, F., & Akbıyık, H. (2025). Investigation of the effects of bioinspired vortex generators on aerodynamic performance of a NACA0015 airfoil. *Bioinspiration & Biomimetics*, *20*(1), 016030.

Kumar, M. H., & Dorlikar, P. (2021, April). Analysis of Elliptical Wing Type Bird Inspired Device. In *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* (Vol. 1116, No. 1, p. 012147). IOP Publishing.

Richardson, P. L. (2011). How do albatrosses fly around the world without flapping their wings?. *Progress in Oceanography*, *88*(1-4), 46-58.

Sanchez, G., Salazar, R. D., Hassanalian, M., & Abdelkefi, A. (2018). Sizing and performance analysis of albatross-inspired tilt-wing unmanned air vehicle. *2018 AIAA/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference* (p. 1445).

Savile, D. B. O. (1957). Adaptive evolution in the avian wing. *Evolution*, 212-224.

Schoombie, J., Craig, K. J., & Smith, L. (2025). Geometric description of a gliding grey-headed albatross (Thalassarche chrysostoma) for computer-aided design. *Bioinspiration & Biomimetics*.

Stempeck, A., Hassanalian, M., & Abdelkefi, A. (2018). Aerodynamic performance of albatross-inspired wing shape for marine unmanned air vehicles. *2018 Aviation Technology, Integration, and Operations Conference*.

Nithiyapathi, C., Sreelakshmy, P. S., & Suman, M. (2021). Aerodynamic characterization of an albatross wing for bio-inspired unmanned aerial vehicle. *Materials Today: Proceedings*, *37*, 1659-1664.

Norberg, R. Å. (1994). Swallow tail streamer is a mechanical device for self-deflection of tail leading edge, enhancing aerodynamic efficiency and flight manoeuvrability. *Proceedings of the Royal Society of London. Series B: Biological Sciences*, *257*(1350), 227-233.

Ol, M., McCauliffe, B., Hanff, E., Scholz, U., & Kähler, C. (2005, June). Comparison of laminar separation bubble measurements on a low Reynolds number airfoil in three facilities. In *35th AIAA fluid dynamics conference and exhibit* (p. 5149).

Warrick, D. R., Tobalske, B. W., & Powers, D. R. (2005). Aerodynamics of the hovering hummingbird. *Nature*, *435*(7045), 1094-1097.

Wei, W. A. N. G., Weigang, A. N., & Bifeng, S. O. N. G. (2024). Effect of wing morphing on stability and energy harvesting in albatross dynamic soaring. *Chinese Journal of Aeronautics*, *37*(11), 317-334.

Winter, A., Schoombie, J., & Smith, L. (2025). A numerical approach to model and analyse geometric characteristics of a grey-headed albatross aerofoil in flight. *Bioinspiration & Biomimetics*.

2025, Cornell University, Cornell Lab of Ornithology, https://www.birds.cornell.edu/home

EFFECTS OF MAGNETIC FIELD ON HEAT TRANSFER AND ENTROPY GENERATION UNDER TURBULENT REGIME CONDITIONS IN A CHANNEL USING Fe_3O_4/H_2O NANOFLUID

Abdullah DAĞDEVİREN[1,2], Engin GEDİK[1,2], Emrehan GÜRSOY[2,3]
[1] Karabuk University, Faculty of Engineering, Department of Mechanical Engineering, Karabuk, Türkiye
[2] Center of Energy Applications Laboratory, Karabük University, Türkiye
[3] Department of Energy Systems Engineering, Faculty of Engineering and Architecture, Recep Tayyip Erdoğan University, 53100 Rize, Türkiye
abdullahdagdeviren@karabuk.edu.tr
egedik@karabuk.edu.tr
emrehangursoy@gmail.com

Abstract: In this study, flow and heat transfer characteristics of nanofluid flow under the influence of a constant magnetic field were investigated experimentally. An experimental test rig was designed and manufactured to perform the experiments. A smooth channel with a circular cross-section was used in the test section of the experimental setup and the flow of water and 2.0% volumetric concentration Fe_3O_4/H_2O nanofluid in the channel was investigated for turbulent regime in the presence and absence of a magnetic field. A constant magnetic field with an intensity of B_0=0.3 T was applied perpendicular to the flow at the L/D=20 point of the test channel. According to the experimental study results, the use of 2.0% Fe_3O_4/H_2O increased the Nusselt number by 4.24% at *Re*=50000. The use of 2.0% Fe_3O_4/H_2O decreased the total entropy generation by 6.73% at *Re*=10000. Constant magnetic field with intensity B_0=0.3 T showed a positive effect on heat transfer. Magnetic field application with 2.0% Fe_3O_4/H_2O increased the Nu number by 17.38% at the highest *Re*=10000. Magnetic field application with 2.0% Fe_3O_4/H_2O decreased the total entropy generation by 19.46% at the highest *Re*=10000. The highest increase in performance evaluation criterion was determined as 12.52% at *Re*=20000 with the use of 2.0% Fe_3O_4/H_2O and magnetic field.
Keywords: Turbulence flow, DC Magnetic field, ferro-nanofluid, heat transfer, Nusselt number.

Fe_3O_4/H_2O NANOAKIŞKANI KULLANILAN BİR KANALDA TÜRBÜLANS REJİM ŞARTLARI ALTINDA MANYETİK ALANIN ISI TRANSFER VE ENTROPİ ÜRETİMİNE ETKİLERİ

Özet: Yapılan çalışmada sabit manyetik alan etkisi altında nanoakışkan akışının ısı transferi karakteristikleri ve entropi üretimi deneysel olarak incelenmiştir. Deneylerin yapılabilmesi için bir deney düzeneği tasarlanmış ve imal edilmiştir. Deney düzeneğinin test bölümünde dairesel kesitli düz bir kanal kullanılmış olup kanal içerisinden su ve %2.0 hacimsel konsantrasyon oranına sahip Fe_3O_4/H_2O nanoakışkan akışı türbülanslı rejimde manyetik alan varlığında ve yokluğunda incelenmiştir. Test kanalının L/D=20 noktasında B=0.3 *T* değerinde sabit manyetik alan akışa dik yönde uygulanmıştır. Manyetik alanın akış ve ısı transferi karakteristikleri ile entropi üretimi üzerine etkileri incelenmiştir. Elde edilen deneysel çalışma sonuçlarına göre %2.0 Fe_3O_4/H_2O kullanımı Nusselt sayısını (*Nu*) en fazla *Re*=50000 değerinde %4.24 oranında arttırmıştır. %2.0 Fe_3O_4/H_2O kullanımı toplam entropi üretimini (*Ṡgen*) *Re*=10000 değerinde %6.73 oranında azaltmıştır. B_0=0.3 *T* büyüklüğünde sabit manyetik alan ısı transfer üzerinde olumlu bir etkisi olmuştur. %2.0 Fe_3O_4/H_2O kullanımı ile manyetik alan (*MF*) uygulaması *Nu* sayısını en yüksek *Re*=10000 değerinde %17.38 oranında arttırmıştır. %2.0 Fe_3O_4/H_2O ile *MF* uygulaması *Ṡgen'i* en yüksek *Re*=10000 değerinde %19.46 oranında azaltmıştır. Performans değerlendirme kriteri (*PEC)* en yüksek artış %12.52 oranında *Re*=20000 değerinde %2.0 Fe_3O_4/H_2O ve *MF* kullanımı gerçekleşmiştir.
Anahtar Kelimeler: Türbülans akış, DC manyetik alan, ferro-nanoakışkan, ısı transfer, Nusselt sayısı.

Introduction

The most important issue about leaving out a livable environment to out next generation is efficient using the resources. In these resources, clean and efficient energy takes the lead, and this term is stated as Goal 7- Affordable and Clean Energy in the 17 Goals determinate by United Nations (Internet, 2023). In today,

although seeking a new energy resource is continue at full steam efficiently using the existing energy resource and decreasing the carbon emission presents an inevitable operation. There are many performance enhancement techniques in literature to enhance the performance of the conventional heat transfer system and to reveal the systematic applicability. These techniques divided into two subgroups as passive and active techniques (Bhattacharyya et al. 2022). Passive techniques include the surface and content modifications while active techniques identify the applications, which need external power requirements (Ajarostaghi et al. 2022). The main purpose of applications aimed at increasing system performance in passive techniques is to increase the thermal conductivity of the fluid used in the system and to provide heat transfer augmentation by disrupting the boundary layers of the flow regime in the system by making some design changes.

The idea behind increasing the thermal conductivity value of the fluid dates back to the end of the 20th century. The nanofluid (*NF*) idea put forward by Eastman and Choi is based on the addition of metal and metal-based nanoparticles (*NP*) with a size smaller than 100 nm and high thermal conductivity to conventional heat transfer fluids such as water, oil and ethylene glycol. With the development of technology, studies on *NFs* have been further expanded and diversified. Significant improvements have been observed as a result of system integrations (Narankhishig et al. 2021), (Ma et. al. 2023). In this research area, (Sharaf et al. 2024) conducted a study on SiO_2/H_2O NF under turbulence flow regime with Reynolds numbers (*Re*) from 4500 to 7000. Using volume concentration of $\varphi_{vol.}$=0.1% performs more convective heat transfer rate than H_2O at the rate of 34.0%. (Khashaei et al. 2024) experimentally investigated the effect of Al_2O_3/H_2O *NF* and different mass concentration of $\varphi_{wt.}$=0.1%-1.0% in a longitudinal tube under constant heat flux of q''=10000 W.m^{-2} and 500≤*Re*≤2250. The results show that $\varphi_{wt.}$=1.0% Al_2O_3/H_2O *NF* enhanced the performance evaluation criterion (*PEC*) in the system at the times of 2.80 at *Re*=2250. With the increase in production techniques, the use of NPs with magnetic properties has become widespread and they are even used in combination with active techniques. One of these, conducted by (Ebaid et al. 2024), investigated the heat transfer enhancement of Fe_3O_4/H_2O NF with $\varphi_{wt.}$=1.2, 0.6 and 0.3% at B_0=15.1, 30.3 and 45.5 *mT* magnetic field (*MF*) strengths. When the experimental data were examined, it was seen that Fe_3O_4/H_2O NF with $\varphi_{wt.}$=0.3% increased the average Nusselt number (*Nu*) by 16.7%, while this ratio increased to 23.9% in case of B=45.5 mT application. (Gürdal et al. 2022) investigated the performance of Fe_3O_4/H_2O *NF* flowing through a circular channel at different $\varphi_{vol.}$ (0.5, 1.0 and 2.5%) and Hartmann numbers (Ha=75, 150, 225). In the numerical analysis, it was determined that $\varphi_{vol.}$=2.5% Fe_3O_4/H_2O *NF* was the concentration that increased PEC the most with 10.8%. However, it was determined that the highest Ha did not provide the highest *PEC* and that the increase of 12.6% occurred at Ha=75. (Gürsoy et al. 2023) passed $\varphi_{vol.}$=1.0% Fe_3O_4/H_2O *NF* through a straight tube at 1131≤*Re*≤2102 conditions and exposed it to 0T≤B_0≤0.3T *MF* at *x/D*=20, 40 and 60 locations of the tube separately and it was determined that the highest *PEC* increased by 33.54% at *Re*=2102, B_0=0.16T and *L/D*=20 conditions. Researchers also examined the effect of *NF* and *MF* on entropy generation. In their analysis, (Mehrali et al. 2017) found that total entropy generation (*Ṡgen)* decreased by 41% using graphene oxide+Fe_3O_4/H_2O.

Consequently, this research aims to provide experimental validation for researchers conducting studies for Fe_3O_4/H_2O *NF* with $\varphi_{vol.}$=2.0%, thus filling a noticeable knowledge gap. Furthermore, the experimental method used in this study provides an important basis for researchers who want to compare their numerical simulations with experimental data obtained under the same operating conditions. In particular, the experimental investigations were carried out in the turbulent flow regime (10000≤*Re*≤50000). Finally, the main findings and relevant suggestions for future research directions are presented in the conclusion section of this study.

Experimental procedure

The experimental setup used in this research consists of an MF applied in a smooth channel structure such that the length to diameter ratio (L/D) of the axial position is 20 using Fe_3O_4/H_2O obtained by dispersing nanoparticles with a volumetric concentration of 2.0% in H_2O. These specific parameters were carefully selected to optimize the performance characteristics of the system. The schematic representation of the experimental system is presented in Figure 1.

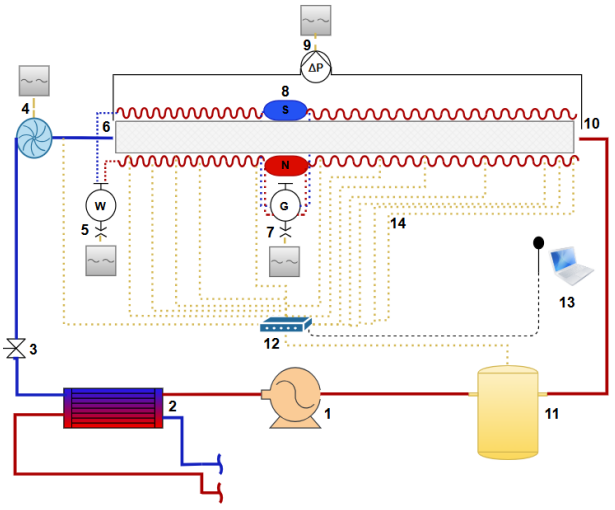


Figure 1. Schematic view of the experimental system.

In the experimental study, Fe_3O_4/H_2O consisting of pure H_2O and commercially available nanoparticles was prepared using the Two-Step Method (Babar et al. 2019) which is widely accepted in literature. The Fe_3O_4/H_2O performed was produced at $\varphi_{vol.}$=2.0%. In order to evaluate the stability of the suspension, sedimentation tests were performed using the Photo Capture Method

(Haeri et al. 2025), which allows visual monitoring of the sedimentation of particles over time. The test results showed that the suspensions were stable against sedimentation for at least 10 days. A uniform heat flux of q″=10000 W.m^{-2} was implemented to surface of the SC. In the experimental setup, a plate heat exchanger was used to regulate the temperature of the Fe_3O_4/H_2O circulated in the test setup by means of a pump. The volumetric flow rate of the circulating fluid was determined with a flow meter for precise control and monitoring. In order to correctly evaluate the effect of MF on Nu, detailed and reliable surface temperature measurements are of great importance. Therefore, temperature measurements were made with T-type thermocouples at 200 mm intervals at five different stations axially on the outer surface of the test channel. The inlet temperature of the working fluid was determined with a single T-type thermocouple, and the outlet temperature was determined using three separate T-type thermocouples. All temperature data were measured and recorded with a HILOGGER 8431 data logger at 1-s intervals. In order to minimize heat losses that may occur through convection to the environment in the test channel, glass wool was carefully insulated. The thermophysical properties of ultrapure H_2O and FNF are presented in Table 1, and the formulation suggested by (Taskesen et al. 2023) was used in the calculation of these properties of Fe_3O_4/H_2O:

Table 1. Thermo-physical properties of *H_2O* and *FNF*.

Thermophysical properties	H_2O	φ_{vol}=2.0% Fe_3O_4/H_2O
Density [kg.m^{-3}]	998	1083
Specific heat [J.kg^{-1}.K^{-1}]	4182	4122
Thermal Conductivity [W.m^{-1}.K^{-1}]	0.598	0.6186
Relative viscosity	1.0	1.26

The average Nusselt number are determined with the help of the equations given below (Afshari et al. 2023):

$$h = \frac{q''}{(T_w - T_f)} \tag{1}$$

$$Nu = \frac{hD}{k} \tag{2}$$

The average Darcy friction factor can be computed with the equation:

$$f = 2\frac{D}{L}\frac{\Delta P}{\rho V^2} \tag{3}$$

Entropy (*Ṡgen*) is defined as follows:

$$\dot{S}_{gen} = \dot{S}_{gen,th} + \dot{S}_{gen,f} \tag{4}$$

The expanded version of the *Ṡgen* is as follows:

$$\dot{S}_{gen} = \underbrace{\frac{q'^2 L}{\pi k Nu T_b^2}}_{\text{thermal EnG}} + \underbrace{\frac{32\dot{m}^3 fL}{\rho^2 T_b \pi^2 D^5}}_{\text{frictional EnG}} \tag{5}$$

Besides, Bejan number (Be) can also be presented as Eq. (6).

$$Be = \frac{\dot{S}_{gen,th}}{\dot{S}_{gen,th} + \dot{S}_{gen,ff}} \tag{6}$$

One of the most important parameters that can be used to evaluate the thermal and frictional interaction of working fluid is the Performance Evaluation Criterion (*PEC*) and this equation is given as (Shafiq et al. 2023):

$$PEC = \frac{\left(\frac{Nu_{FNF}}{Nu_{BF}}\right)}{\left(\frac{f_{FNF}}{f_{BF}}\right)} \tag{7}$$

Results and discussion

An experimental investigation was conducted to analyze *HTP* and *Ṡgen* characteristics of *FNF* flowing through a *SC* under turbulent flow conditions. The study employed a 2.0% nanoparticle volumetric concentration of Fe_3O_4 dispersed within the H_2O. The experimental parameters encompassed a Re range of turbulent flow regime (10000≤*Re*≤50000), and a uniform heat flux (*q″*=10000 W.m^{-2}) was implemented to the *SC*. Furthermore, a constant *MF* (B_0=0.3 T) was imposed at a normalized axial location of *L/D*=20 along the *SC*. This section presents the experimental findings obtained for the Fe_3O_4 nanofluid, with a comparative analysis against data derived from diamond/water and conventional Fe_3O_4/H_2O *NF*.

Nusselt number

The Nu of *FNF* can be computed with Eq. (2). The results shown for Fe_3O_4/H_2O *FNF* are presented in Fig. 2. According to the figure, the usage of *FNF* instead of H_2O resulted in enhancements of 2.37%, 3.20%, 2.78%, 3.22%, and 4.24% in the *Nu* for *Re* of 10000, 20000, 30000, 40000, and 50000, respectively. These improvements are further amplified by the application of *MF* at a strength of B_0=0.3 *T*. When considering both the use of *FNF* and the presence of MF, the corresponding enhancement rates were determined to be 17.38%, 15.93%, 13.47%, 10.06%, and 10.36%, respectively. Notably, the greatest increase due to *FNF* alone was observed at *Re*=50000, whereas the highest enhancement with the combined effect of *FNF* and *MF* occurred at *Re*=10000. This trend can be attributed to the diminishing influence of the *MF* as the *Re* increases.

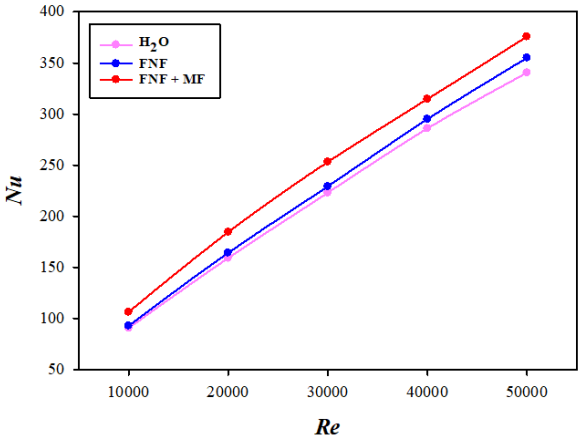


Figure 2. The comparison of Nu for H_2O, FNF and MF+FNF.

Darcy friction factor

The Darcy friction effect of *FNF* is achieved by using Eq. (3). *f* values obtained for Fe_3O_4/H_2O *NF* are shown in Fig. 3. According to the figure, the utilization of *FNF* instead of H_2O resulted in increases of 5.86%, 3.49%, 0.79%, 0.01%, and 0.02% in *f* for *Re* of 10000, 20000, 30000, 40000, and 50000, respectively. These increases can be attributed to the use of *FNF*. When both *FNF* and MF are applied, the corresponding enhancement rates in *f* are calculated as 15.00%, 9.40%, 3.88%, 0.55%, and 0.72%, respectively. Notably, the highest increase due to *FNF* alone is observed at *Re*= 10000, and similarly, the maximum enhancement with the combined effect of *FNF* and *MF* also occurs at *Re*= 10000. This phenomenon explains the relatively low *PEC* at *Re*=10000.

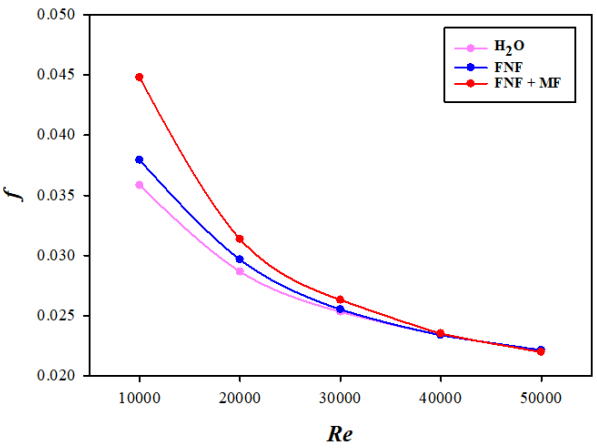


Figure 3. The comparison of *f* for H_2O, FNF and MF+FNF.

Entropy generation rate

The *Ṡgen* of internal flow findings show Figure 4. The *Ṡgen* for Fe_3O_4/H_2O *NF* is computed with Eq. (4) and Eq. (5). As evident from the figure, an increase in the *Re* leads to a reduction in *Ṡgen,th*. The most significant decrease occurs in the transition from *Re*= 10000 to *Re*=20000. Across all *Re*, the lowest values of *Ṡgen,th* are observed when both *FNF* and *MF* are applied simultaneously. Specifically, at *Re*=10000, the use of *FNF* instead of H_2O results in a 6.75% reduction, while the combination of *FNF* and *MF* leads to a more pronounced decrease of 19.54%. Similarly, at *Re*= 50000, the reduction in *Ṡgen,th* is 6.84% with *FNF* alone and 14.49% when both *FNF* and *MF* are utilized.

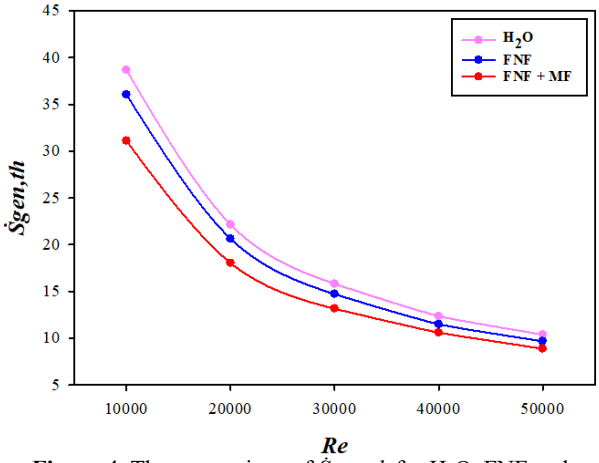


Figure 4. The comparison of *Ṡgen,th* for H_2O, FNF and MF+FNF.

The comparison of *Ṡgen,f* for H_2O, *FNF*, and *FNF+MF* is presented in Figure 5. The values depicted in the figure are derived from calculations based on Eq. 5. As the *Re* increases, *Ṡgen,f* follows a direct proportionality, exhibiting an increasing trend. The most significant difference among the H_2O, *FNF*, and *FNF*+MF cases occurs at *Re*=10000. At this *Re*, the difference in *Ṡgen,f* between *H2O* and *FNF* is calculated as 11.87%, while the application of both *FNF* and *MF* results in an increase of 27.30%. Overall, the addition of *FNF* and *MF* leads to an increase in *Ṡgen,f* aligning well with findings reported in the literature (Gürsoy et al. 2023).

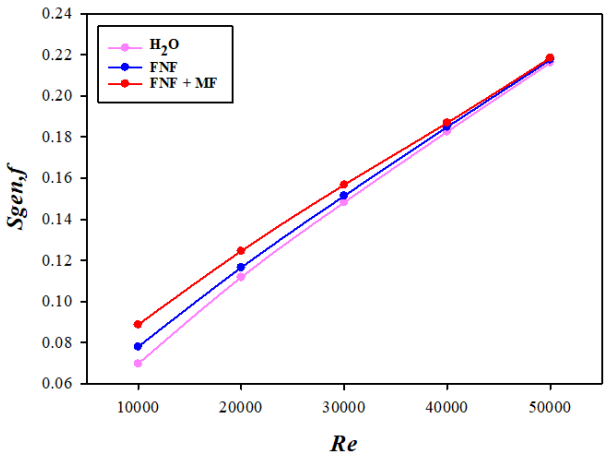


Figure 5. The comparison of *Ṡgen,f* for H_2O, FNF and MF+FNF.

Figure 6 presents a comparison of *Ṡgen* for all parameters, with calculations based on Eq. 5. Similar to *Ṡgen,th*, the overall trend of *Ṡgen* decreases as the *Re* increases. The lowest *Ṡgen* values are consistently observed in the case of combined *FNF* and *MF* for all *Re*, with the minimum values recorded at *Re*=50000. The greatest difference among H_2O, *FNF*, and *FNF+MF* occurs at *Re*=10000, where the application of *FNF*

instead of H_2O results in a 6.73% reduction in *Sgen*, while the combination of *FNF* and *MF* leads to a decrease of 19.46%. These findings aligned with previous studies show that the properly of a *MF* contributes to a reduction in *Ṡgen* (Gürsoy et al. 2023).

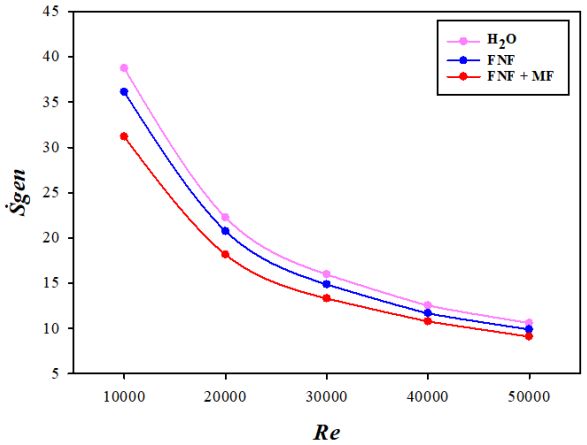


Figure 6. The comparison of *Sgen* for H_2O, FNF and MF+FNF.

Bejan number

The *Be*, defined in Eq. 6, represents the ratio of *Ṡgen,th* to *Ṡgen* (*Ṡgen,th* + *Ṡgen,f*). As illustrated in Figure 7, which depicts the variation of Be, it follows a decreasing trend as Re increases. Among all cases, the lowest *Be* are observed in the *FNF* + *MF* configuration.

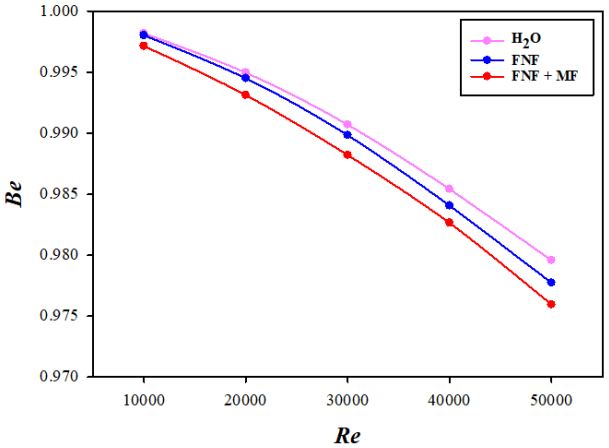


Figure 7. The comparison of *Be* for H_2O, FNF and MF+FNF.

PEC number

The *PEC* values calculated based on Eq. 7 for H_2O, *FNF*, and *FNF+MF* are presented in Figure 8. Consider H_2O is used in a *SC*, the *PEC* value is consistently 1 for all *Re*. The application of *FNF* alone resulted in improvements of 1.27%, 1.32%, 1.44%, 1.45%, and 1.31% in *PEC* values for *Re*=10000, 20000, 30000, 40000, and 50000, respectively. Considering *MF* was applied in conjunction with *FNF*, the *PEC* values showed further enhancements of 8.96%, 12.52%, 12.04%, 9.86%, and 10.63% for the same *Re*. The most significant increase in *PEC* was observed at *Re*= 20000.

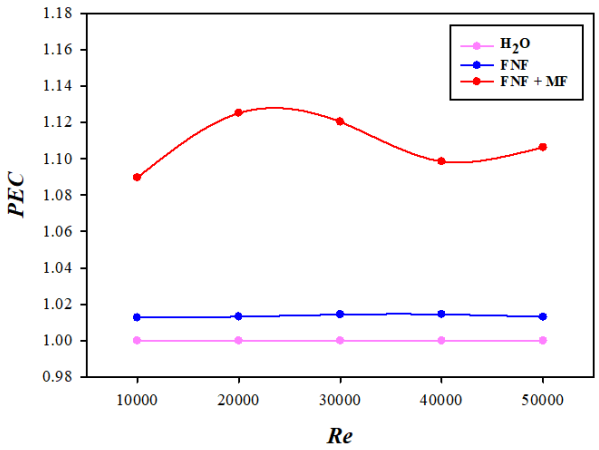


Figure 8. The comparison of *PEC* for H_2O, FNF and MF+FNF.

SYMBOLS

Be	Bejan number
D	Channel diameter [mm]
FNF	Ferro-nanofluid
NF	Nanofluid
Nu	Nusselt number
PEC	Performance evaluation criteria
MF	Magnetic field
T	Tesla
SC	Smooth channel
Ṡgen	Total entropy generation [$W.K^{-1}$]
Ṡgen,th	Thermal entropy generation [$W.K^{-1}$]
Ṡgen,f	Frictional entropy generation [$W.K^{-1}$]
q"	Heat flux [$W.m^{-2}$]
Re	Reynolds number [$V\rho D.\mu^{-1}$]
h	convective heat transfer coefficient [$W.m^{-2}.K^{-1}$]
k	conductive heat transfer coefficient [$W.m^{-1}.K^{-1}$]
L	longitudinal length [mm]
ΔP	Pressure difference [Pa]
φ	nanoparticle volumetric concentration [%]
ρ	Density [$kg.m^{-3}$]
V	Velocity [m/sn]
Ṡ	Entropy [$W.K^{-1}$]

THANKS

The authors would like to thank the University of Karabuk because of allowing the Center of Energy Applications Laboratory.

REFERENCES

Afshari, E. Mandev, S. Rahimpour, B. Muratçobanoğlu, B. Sahin, E. Manay, and R. Teimuri-Mofrad, 2023, Experimental and numerical study on air-to-nanofluid thermoelectric cooling system using novel surface-modified Fe_3O_4 nanoparticles, *Micro Nanofluids,* 26-27.

Ajarostaghi, S. S. M., Zaboli, M., Javadi, H., Banades, B., and Urchueguia J. F., 2022, A Review of Recent

Passive Heat Transfer Enhancement Methods, *Energies* 15(3), 986.

Babar, H., Sajid, M. U., and Ali, H., 2019, Viscosity of hybrid nanofluids: A critical review, *Thermal Science* 23(3), 1713-1754.

Bhattacharyya, S., Vishwakarma, D. K., Srinivasan, A., Soni, M. K., Goel, V., Sharifpurm., Ahmadi M. H., Issakhov A., and Meyer, J., 2022, Thermal performance enhancement in heat exchangers using active and passive techniques: a detailed review, *J. Ther. Anal. and Calorimetry*, 147, 9229-9281.

Ebaid, M. S. Y., Ghrair, A. M., and Al-busoul, M., 2022, Investigation of heat transfer enhancement using ferro-nanofluids (Fe_3O_4/water) in a heated pipe under the application of magnetic field, *Advanced In Mec. Eng.* 14(6), 1-17.

Gürdal, M., Pazarlıoğlu, H. K., Tekir, M., Arslan, K., and Gedik, E., 2022, Numerical investigation on turbulent flow and heat transfer characteristics of ferro-nanofluid flowing in dimpled tube under magnetic field effect, *Applied Thermal Eng.* 200, 117655.

Gürsoy, E., Gürdal, M., Pazarlıoğlu, H. K., Dağdeviren, A., Tekir, M., Arslan, K., Gedik, E., Minea, A. A., and Kurt, H., 2023, Effect of magnetic field locations on thermo-magnetic convection performance of Fe_3O_4/H_2O ferrofluid flowing in a novel dimpled tube: An experimental study, *Applied Thermal Eng,* 226, 120305.

Haeri, S. Z., Khiadani, M., Ramezanzadeh, B., Kariman, H., and Zargar, M., 2025, Photo-thermal conversion properties of hybrid NH_2-MIL-125/TiN/EG nanofluids for solar energy harvesting, *Applied Thermal Eng,* 258, 124607.

Khashaei, A., Ameri, M., and Azizifar S., 2024, Heat transfer enhancement and pressure drop performance of Al2O3 nanofluid in a laminar flow tube with deep dimples under constant heat flux: An experimental approach, *Int. J. of Thermofluids.* 24, 100827.

Ma, H., He, B., Su, L., and He D., 2023, Heat transfer enhancement of nanofluid flow at the entry region of microtubes, *Int. J. of Thermal Science,* 184, 107944.

Mehrali, M., Sadeghinezhad, E., Akhiani, A. R., Latibari, S. T., Metselaar, H. S. C., Kherbeet, A. S., and Mehrali, M., 2017, Heat transfer and entropy generation analysis of hybrid graphene/Fe_3O_4 ferro-nanofluid flow under the influence of a magnetic field, *Powder Technology* 308, 149-157.

Narankhishig, Z., Ham, J., Lee, H., and Cho H., 2021, Convective heat transfer characteristics of nanofluids including the magnetic effect on heat transfer enhancement - a review, *Applied Thermal Eng.,* 193, 116987.

Shafiq, M., Farooq, M., Javed, W., Loumakis, G., and McGlinchey, D., 2023, Thermo-Hydraulic Performance Analysis of Fe_3O_4-Water Nanofluid-Based Flat-Plate Solar Collectors, *Sustainability*, 15, 4704.

Sharaf, M. A., Marzouk S. A., Aljabr A., Almehmadi F. A., Kaood, A., and Alqaed, S., 2024, Heat transfer enhancement in a double-pipe helical heat exchanger using spring wire insert and nanofluid, *J. Ther. Anal. and Calorimetry*, 149, 5017-5033.

Taşkesen, E., Tekir, M., Pazarlıoğlu, H. K., Gurdal, M., Gedik, E., and Arslan, K., 2023, The effect of MHD flow on hydrothermal characteristics of ferro-nano-fluid in circular pipe, *Exp. Heat Transfer*, 36(5), 617-631.

İnternet, 2023, The Sustainable Development Goals Report, https://unstats.un.org/sdgs/report/2023/

NUMERICAL INVESTIGATION OF NATURAL CONVECTION IN A SQUARE ENCLOSURE FILLED WITH $CoFe_2O_4/H_2O$ NANOFLUID

Abdullah DAĞDEVİREN[1,2], Engin GEDİK[1,2], Emrehan GÜRSOY[2,3]
[1] Karabuk University, Faculty of Engineering, Department of Mechanical Engineering, Karabuk, Türkiye
[2] Center of Energy Applications Laboratory, Karabük University, Türkiye
[3] Department of Energy Systems Engineering, Faculty of Engineering and Architecture, Recep Tayyip Erdoğan University, 53100 Rize, Türkiye
abdullahdagdeviren@karabuk.edu.tr
egedik@karabuk.edu.tr
emrehangursoy@gmail.com

Abstract: This study aimed to numerically investigate the natural convection mechanism occurring in a square cavity filled with $CoFe_2O_4/H_2O$ nanofluid formed at various volumetric concentration ratios. Analyses were conducted in the COMSOL Multiphysics CFD program. In the analysis, volumetric concentration ratio, Rayleigh number, and two different temperature differences between the two walls were investigated parametrically. In order to investigate the effects of temperature difference on heat transfer performance, temperature differences of 1 ºC and 2 ºC were taken into consideration, while other parameters were considered as $10^3 \leq Ra \leq 10^5$, $0.0\% \leq \varphi_{vol.} \leq 5.0\%$. According to the findings obtained within the scope of numerical analyses, it was suggested that the use of $CoFe_2O_4/H_2O$ had a positive effect on *NC*. The highest increase rate for 1ºC temperature difference was 8.61% with $Ra=10^3$ and $\varphi_{vol.}=5.0\%$ $CoFe_2O_4/H_2O$. The highest increase rate for 2ºC was 4.50% with $Ra=10^3$ and $\varphi_{vol.}=5.0\%$ $CoFe_2O_4/H_2O$.
Keywords: Natural convection, nanofluid, $CoFe_2O_4/H_2O$, heat transfer, Rayleigh number

$CoFe_2O_4/H_2O$ NANOAKIŞKAN ILE DOLU KARE BIR BOŞLUKTA DOĞAL TAŞINIMIN HESAPLAMALI ÇALIŞMASI

Özet: Bu çalışma, çeşitli hacimsel konsantrasyon oranlarında oluşturulan $CoFe_2O_4/H_2O$ nanoakışkananı kullanılarak kare bir boşluk içinde gerçekleşen doğal taşınım mekanizması sayısal olarak incelemeyi hedeflemiştir. Analizlerde, parametrik olarak hacimsel konstastrasyon oranı, Rayleigh sayısı ve iki duvar arasında iki farklı sıcaklık farkı incelenmiştir. Sıcaklık farkının ısı transfer performans üzerindeki etkilerini incelemek amacıyla 1 ºC ve 2 ºC'lik sıcaklık farkları dikkate alınırken diğer parametreler de $10^3 \leq Ra \leq 10^5$, $0.0\% \leq \varphi_{vol.} \leq 5.0\%$ şeklinde ele alınmıştır. Sayısal analizler kapsamında elde edilen bulgulara göre, $CoFe_2O_4/H_2O$ nanoakışkanının kullanımı doğal taşınım üzerinde olumlu bir etkiye sahip olduğu ileri sürülmüştür. 1 ºC sıcaklık farklı için en yüksek artış oranı %8.61 ile $Ra=10^3$ ve $\varphi_{vol.}=\%5.0$ $CoFe_2O_4/H_2O$ nanoakışkan oranında gerçekleşmiştir. 2 ºC için en yüksek artış oranı %4.50 ile $Ra=10^3$ ve $\varphi_{vol.}=\%5.0$ $CoFe_2O_4/H_2O$ nanoakışkan oranında gerçekleşmiştir.
Anahtar Kelimeler: Doğal taşınım, nanoakışkan, $CoFe_2O_4/H_2O$, ısı transferi, Rayleigh sayısı

Introduction

As well as increasing energy costs, the increase in the world's temperature and the change of seasons have led scientists to work on energy. Governments that want fossil energy sources to extend their lifespans give importance to renewable energy sources, while they want the most efficient methods to be used in newly designed engineering applications. Heat transfer mechanisms come first in engineering applications. Natural convection (*NC*) is one of the mechanisms that human beings encounter almost every day. The effects of *NC* are encountered from the radiators in our homes to the change of weather conditions and the formation of winds. As a result of scientists' recent studies on heat transfer, nanofluids (*NFs*) have been created by homogenizing the nanoparticles (*NPs*) of materials with high heat transfer coefficients in a nano size to a certain extent in order to increase the low thermal conductivity of base fluids (*BFs*). (Devendiran and Amirtham, 2016). These nano-sized particles added to base fluids cause improvements in heat transfer mechanisms. In engineering applications, they are used mainly in heating, cooling, and renewable energy sources, as well as in the health sector. All of these mean a decrease in energy consumption and therefore sustainability in many areas, especially ecological and economic. Eastman and Choi were the first to add NPs of 100 nm size to water

base fluid in 1996 (Eastman and Choi, 1996). Pak and Cho are seen as the first scientists to introduce nanofluids to the literature in 1998 under the leadership of this study (Pak and Cho, 1998). Following these scientists, new comprehensive studies have been added to the literature. As the number of these studies has increased, deficiencies in the literature have been eliminated, and correlations have been provided. Many studies (Borelli et al. 2025, Alam et al. 2024) in the literature have been conducted to optimize the effect of nanofluids used in closed cavities on natural transport dynamics. (Rahmati and Tahery, 2018), natural convection in a cavity containing TiO_2/H_2O barriers was numerically investigated. The numerical study was simulated with the Lattice Boltzmann Method. According to the results, it was suggested that the Nusselt number (*Nu*) increased as the *Ra* number and volumetric concentration ratio ($\varphi_{vol.}$) increased. It was determined that the barrier length decreased the heat transfer after 0.7 L. (Solomon et al. 2017) experimentally investigated *NC* phenomenon, one of the heat transfer mechanisms in a rectangular enclosure. They investigated the effects of the aspect ratio (*AR*) of the enclosure they used in different $\varphi_{vol.}$ formed by using Al_2O_3 particles on the *AR* heat transfer performance (*HTP*). According to the results of the experimental study, they emphasized that the AR ratio has critical importance for *HTP*. In addition to these studies, many scientists (Dağdeviren et al. 2022, Pazarlıoğlu et al. 2021) have completed numerical studies on different types of nanoparticles added to different base fluids in enclosures containing different geometric configurations. (Ismael et al. 2017) investigated the *NC* phenomenon in a square enclosure with a lid containing CuO/H_2O, where one corner was heated. According to the findings of the study, they suggested that *NF* does not have a significant effect on the heat transfer mechanisms at low and medium Richardson numbers (*Ri*), but their effects become significant at high *Ri*. (Bhuiyana et al. 2017) studied the heat transfer mechanisms in *NC* in the enclosure using *NFs* with H_2O *BF* where $\varphi_{vol.}$ was varied between 0.0% and 0.2% Ra between 10^3 and 10^6 using the Galerkin method. The most significant result of the study was that there was a general improvement in heat transfer as the volumetric concentration ratios increased in all *Ra* ranges. In addition, (Garbadeen et al. 2017) experimentally investigated the *NC* phenomenon in an enclosure containing $MWCNT/H_2O$. The findings of the study, in which they investigated the heat transfer behavior in a square enclosure where $Ra = 10^8$ was kept constant and $\varphi_{vol.}$ was changed between 0.0% and 1.0%, reported that the maximum thermal conductivity (k) increase was 6.0% at $\varphi_{vol.}$ = 1.0%, and the heat transfer increase was 45% at the same $\varphi_{vol.}$ level. (Motlagh and Soltanipour, 2017) numerically analyzed the *NC* behavior using Al_2O_3/H_2O in enclosure with different inclination angles using Buongiorno's two-phase model using the Finite Volume Method. In the numerically modeled study, the left and right vertical walls of the enclosure were kept at a constant temperature while the other walls were thermally insulated. The numerically investigated parameters varied between *Ra* (10^2 - 10^6) and $\varphi_{vol.}$ (%0.01 - 0.04). The findings of the study suggested that the *Nu* number did not change with increasing inclination angles at low *Ra* values. They also reported that there was a significant improvement in the *Nu* number with an increasing inclination angle at high *Ra* values. (Ghodsinezhad et al. 2016) experimentally studied the effects of Al_2O_3/H_2O on *NC* in a square enclosure with 90º angle. According to the results obtained at $\varphi_{vol.}$ and constant *Ra* number, they suggested that the incorporation of *NF* with $\varphi_{vol.}$ = 0.1% resulted in a 15.0% improvement in *HTP*. (Ho et al. 2010) numerically investigated the *NC* phenomenon as a two phase in a closed square enclosure containing Al_2O_3 *NPs* with a size of 33 nm at $\varphi_{vol.}$ values under laminar flow conditions. Considering the findings of the study are examined, it is stated that the use of *NFs* contributes to 18.0% in *HTP*. Considering the studies in the literature are reviewed, no study has been found examining the *NC* phenomenon at different temperature differences, Ra numbers, and $\varphi_{vol.}$ In a closed enclosure containing $CoFe_2O_4$. In this context, this study aims to investigate the effects of $CoFe_2O_4$ NPs on *HTP* in *NC*. In the simulated analyses, parametric analyses were carried out in the range of $0.0\% \leq \varphi_{vol.} \leq 5.0\%$ and $10^3 \leq Ra \leq 10^6$. In addition, two temperature differences of 1 ºC and 2 ºC were taken into account. The study especially presents the average Nu number and temperature distributions (isotherms) by comparing them with the literature. It aims to improve the understanding of nanoparticle behavior in thermal NC systems by providing a detailed evaluation of these factors.

Numerical procedure

In a numerical study, $CoFe_2O_4/H_2O$ was comprehensively examined considering different $10^3 \leq Ra \leq 10^5$, $0.0\% \leq \varphi_{vol.} \leq 5.0\%$, and two temperature differences ΔT=1ºC and 2ºC in the square enclosure using . The square enclosure of the right wall was maintained at a cold temperature, while the left wall was heated. For the numerical analysis, the homogeneous nanofluid approach was taken into account and solved with the Finite Element Method (*FVM*). Both the top and bottom walls were considered adiabatically insulated surfaces of a square enclosure. Figure 1 represents a schematic representation of *NC* in an enclosure filled $CoFe_2O_4/H_2O$ *NF*.

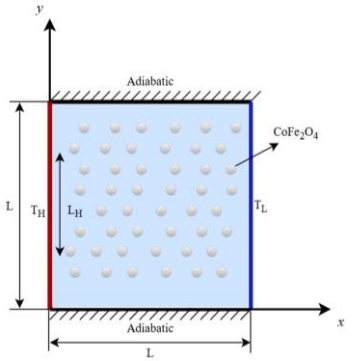


Figure 1. Schematic representation of *NC* in enclosure.

The thermo-physical properties of H_2O and $CoFe_2O_4$ are shown in Table 1. In this research, parameters of the *NF* are examined, including density (ρ), heat capacitance (c_p), dynamic viscosity (μ), and thermal conductivity (k).

Table 1. Thermophysical properties of *H_2O* and *$CoFe_2O_4$* (Thohura and Molla, 2025)

Thermophysical properties	H_2O	$CoFe_2O_4$
ρ [kgm^{-3}]	997.1	4907
c_p [jkg^{-1}K^{-1}]	4179	700
k [Wm^{-1}K^{-1}]	0.613	3.7
μ x10^6 [kgm^{-1}s^{-1}]	695	-
β x10^{-5} [K^{-1}]	20.7	1.27

Fundamental dimensionless equations for 2D laminar flow condition in a square cavity are as follows:
Conservation of mass (Dağdeviren et al. 2022)*:*

$$\frac{\partial U}{\partial X}+\frac{\partial V}{\partial Y}=0 \tag{1}$$

Conservation of momentum:

$$\frac{\partial U}{\partial \tau}+U\frac{\partial U}{\partial X}+V\frac{\partial U}{\partial Y}=-\frac{\partial P}{\partial X}+\Pr\nabla^2 U \tag{2}$$

$$\frac{\partial V}{\partial \tau}+U\frac{\partial V}{\partial X}+V\frac{\partial V}{\partial Y}=-\frac{\partial P}{\partial Y}+\Pr\nabla^2 V+Ra\,\Pr\theta \tag{3}$$

Conservation of energy:

$$\frac{\partial U}{\partial \tau}+U\frac{\partial U}{\partial X}+V\frac{\partial U}{\partial Y}=\nabla^2\theta \tag{3}$$

The non-dimensionless variables are as follows:

$$X=\frac{X}{L};Y=\frac{Y}{L};U=\frac{\mu L}{\alpha_f};V=\frac{\vartheta L}{\alpha_f};\theta=\frac{T-T_c}{T_H-T_L};P=\frac{pL^2}{\rho\alpha^2} \tag{4}$$

On the adiabatic boundaries are $\frac{\partial\theta}{\partial n}=0$. Thus,

On all solid boundaries: $U=V=0$

$$@\,X=0;\frac{\partial P}{\partial X}=0;\theta=1 \tag{5}$$

$$@\,X=1;\frac{\partial P}{\partial X}=0;\theta=0 \tag{6}$$

$$@\,Y=0;\frac{\partial P}{\partial X}=0;\frac{\partial P}{\partial Y}=0 \tag{7}$$

$$@\,Y=1;\frac{\partial P}{\partial X}=0;\frac{\partial P}{\partial Y}=0 \tag{8}$$

The density of $CoFe_2O_4/H_2O$ can be computed with Eq. 9 (Thohura and Molla, 2025):

$$\rho_{nf}=(1-\varphi)\rho_{bf}+\varphi\rho_{np} \tag{9}$$

where subscripts of nf and bf define the nanofluid and base fluid terms, respectively. The thermal expansion coefficient of the $CoFe_2O_4/H_2O$ can be calculated by Eq. 10 (Thohura and Molla, 2025):

$$(\rho\beta)_{nf}=(1-\varphi)(\rho\beta)_{bf}+\varphi(\rho\beta)_{np} \tag{10}$$

The dynamic viscosity ratio of $CoFe_2O_4/H_2O$ is computed with Eq. 11 (Saha et al. 1996):

$$\mu_{nf}=\frac{\mu_{bf}}{(1-\varphi)^{2.5}} \tag{11}$$

The thermal conductivity of is stated via by Eq. 12 (Thohura and Molla, 2025):

$$k_{nf}=k_{nf}\left(\frac{k_{np}+2k_{bf}-2\varphi(k_{bf}-k_{np})}{k_{np}+2k_{bf}+2\varphi(k_{bf}-k_{np})}\right) \tag{12}$$

The $\boldsymbol{Nu_{ave}}$ at the left wall of the enclosure can be calculated by Eq. 13 (Thohura and Molla, 2025):

$$Nu_{ave}=\frac{1}{Y}\int_0^L Nu(Y)dY \tag{13}$$

In all equations representing subscripts *np*, and *bf* refer to the $CoFe_2O_4$ *NPs*, and H_2O base fluid respectively. The selected mesh structure, indicated by the arrow in Figure 2, represents the optimal balance between accuracy and computational efficiency. At this point, the Nu_{ave} value has sufficiently converged, ensuring reliable results without unnecessary computational expense. This selection is critical for maintaining the accuracy of the analysis while optimizing computational resources. Table 2 presents a comparative analysis of the $\boldsymbol{Nu_{ave}}$ results obtained in this study at various *Ra*, alongside findings from previous studies with numerical study by (Sheikhzadeh et al. 2013). As demonstrated in the table, the results of the present study exhibit a strong correlation with the findings reported in the literature.

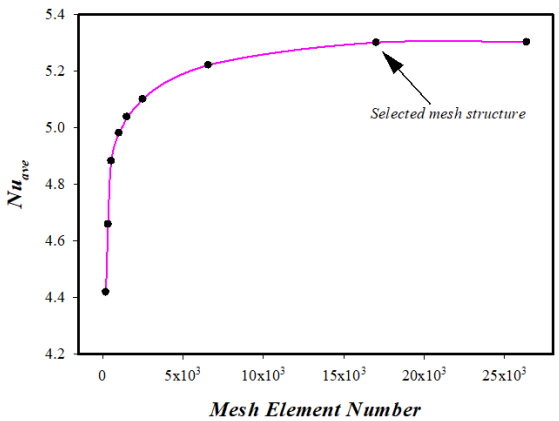


Figure 2. Determining the most proper mesh structure.

Table 2. Comparison of Nu_{ave} with the other study in literature.

Ra number	Sheikhzadeh et al.	Present study	Error
7.6 x 10^5	8.24	8.33	1.09%
1.42 x 10^6	9.85	10.16	3.14%
1.93 x 10^6	10.54	11.07	5.02%
2.67 x 10^6	11.40	12.10	6.14%
3.33 x 10^6	12.09	12.86	6.36%

Results and discussion

This section of the study presents a numerical investigation into the influence of several key parameters on the convective heat transfer characteristics within a square enclosure. Specifically, the analysis examines the impact of the dimensional *Ra*, $\varphi_{vol.}$, and $CoFe_2O_4/H_2O$ on Nu_{ave}, as well as the temperature and velocity streamline distributions within square enclosure. The investigation encompasses a systematic variation of: (a) the dimensionless *Ra*, and (b) $\varphi_{vol.}$, while also exploring the effects of distinct temperature differentials, ΔT = 1 ºC and 2 ºC.

Effect of Rayleigh Number on Nu_{ave}

Figure 3 illustrates streamlines and isotherms for H_2O across all *Ra*. As observed in the figure, an increase in the *Ra* pushes the flow lines of pure water toward the enclosure's edges, enhancing convection along the boundaries. Regarding temperature variations within the enclosure, a higher *Ra* positively influences convective properties. Specifically, the temperature gradient near the walls increases with a rising *Ra*, directly impacting convective behavior. Additionally, this enhancement in convection can be inferred from the transformation of temperature lines. The shift from a predominantly vertical orientation to a more horizontal alignment clearly indicates an increase in the convective heat transfer rate.

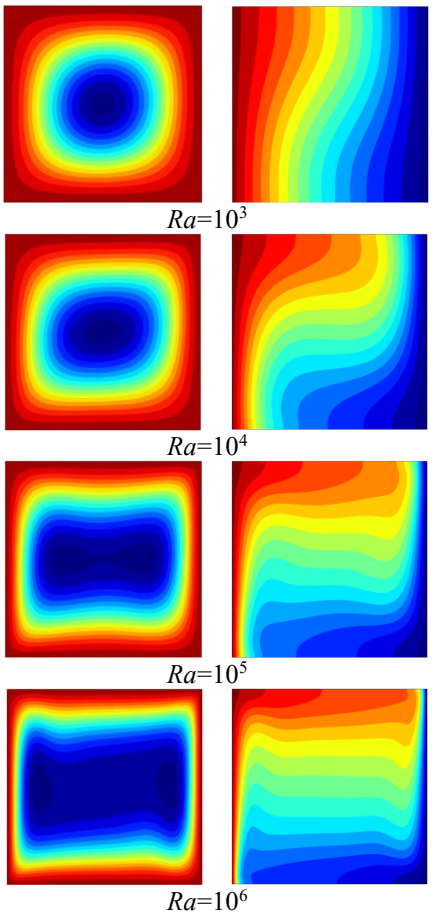


Figure 3. Streamlines (on the left) and isotherms (on the right) inside the enclosure for H_2O for all Ra number.

Figure 4 shows the Nu_{ave} in the analyzed *Ra* using H_2O. As can be seen, in this figure, the increase in Ra numbers at both ΔT = 1 ºC and 2 ºC temperature difference causes an increase in the Nu_{ave}. Since a large temperature difference is one of the factors that increases the heat transfer phenomenon, more *HTP* was observed when the ΔT = 1 ºC.

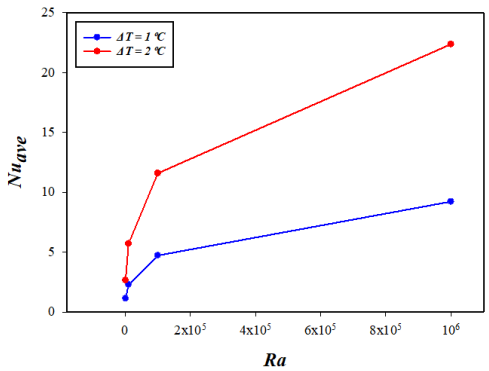


Figure 4. Variation of Nu_{ave} with respect to ΔT and Ra.

Effect of using $CoFe_2O_4/H_2O$ on Nu_{ave}

Figure 5 presents Nu_{ave} for both H_2O and $CoFe_2O_4/H_2O$ *NF* at concentration ratios ranging from 0.0% to 5.0%, with $Ra = 10^3$ and temperature differences of ΔT = 1 ºC and 2 ºC. As depicted in the figure, an increase in $\varphi_{vol.}$ leads to an enhancement in Nu_{ave} for both temperature differences. Specifically, at ΔT = 1 ºC, $\varphi_{vol.}$ of 1.0%, 2.0%, 3.0%, 4.0%, and 5.0% resulted in Nu_{ave} improvements of 1.53%, 3.15%, 4.88%, 6.69%, and 8.61%, respectively, compared to H_2O. At ΔT = 2 ºC, $\varphi_{vol.}$ of 1.0%, 2.0%, 3.0%, 4.0%, and 5.0% resulted in Nu_{ave} improvements of 0.76%, 1.57%, 2.43%, 3.36%, and 4.35%, respectively, compared to H_2O. In addition to the temperature difference, the addition of *NPs* increases the thermal conductivity of the fluid in the square enclosure, so *HTP* development is an expected situation. The highest *HTP* increase was observed when $Ra=10^3$.

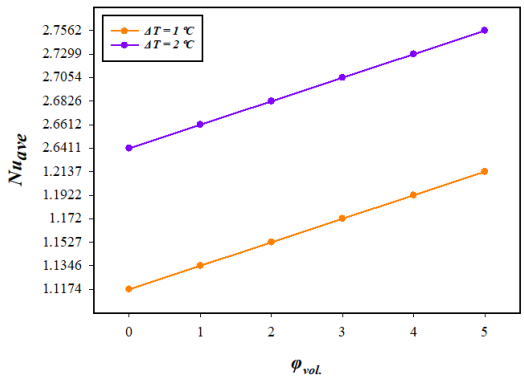


Figure 5. Variation of Nu_{ave} depends on ΔT and $\varphi_{vol.}$ at $Ra=10^3$.

Figure 6 illustrates Nu_{ave} for both H_2O and $CoFe_2O_4/H_2O$ at various concentration ratios, with $Ra = 10^4$ and temperature differences of ΔT = 1 ºC and 2 ºC.

Specifically, at ΔT = 1 ºC, $\varphi_{vol.}$ of 1.0%, 2.0%, 3.0%, 4.0%, and 5.0% resulted in Nu_{ave} improvements of 0.53%, 1.06%, 1.56%, 2.05%, and 2.53%, respectively, compared to H_2O. At ΔT = 2 ºC, $\varphi_{vol.}$ of 1.0%, 2.0%, 3.0%, 4.0%, and 5.0% resulted in Nu_{ave} improvements of 0.59%, 1.18%, 1.76%, 2.33%, and 2.89%, respectively, compared to H_2O. The increase in *Ra* number did not change the thermal performance increase that was the purpose of the *NPs* addition.

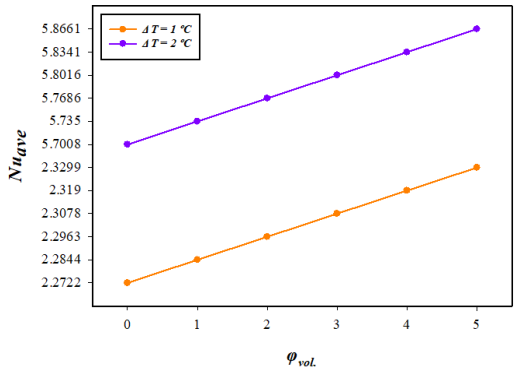


Figure 6. Variation of Nu_{ave} depends on ΔT and φ_{vol} at $Ra=10^4$.

Figure 7 illustrates Nu_{ave} for both H_2O and $CoFe_2O_4/H_2O$ at various concentration ratios, with $Ra = 10^5$ and temperature differences of ΔT = 1 ºC and 2 ºC. Specifically, at ΔT = 1 ºC, $\varphi_{vol.}$ of 1.0%, 2.0%, 3.0%, 4.0%, and 5.0% resulted in Nu_{ave} improvements of 0.7%, 1.40%, 2.09%, 2.77%, and 3.44%, respectively, compared to H_2O. At ΔT = 2 ºC, $\varphi_{vol.}$ of 1.0%, 2.0%, 3.0%, 4.0%, and 5.0% resulted in Nu_{ave} improvements of 0.75%, 1.50%, 2.24%, 2.99%, and 3.71%, respectively, compared to H_2O.

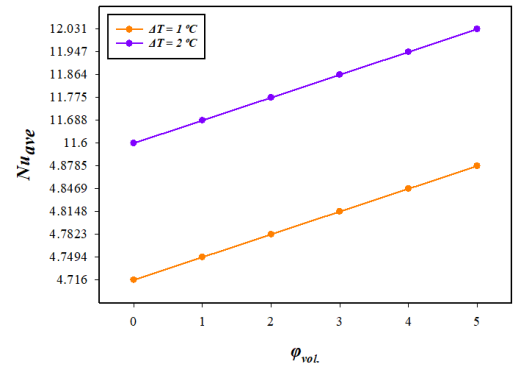


Figure 7. Variation of Nu_{ave} depends on ΔT and $\varphi_{vol.}$ at $Ra=10^5$.

Figure 8 illustrates Nu_{ave} for both H_2O and $CoFe_2O_4/H_2O$ at various concentration ratios, with Ra = 10^5 and temperature differences of ΔT = 1 ºC and 2 ºC. Specifically, at ΔT = 1 ºC, $\varphi_{vol.}$ of 1.0%, 2.0%, 3.0%, 4.0%, and 5.0% resulted in Nu_{ave} improvements of 0.83%, 1.66%, 2.48%, 3.30%, and 4.12%, respectively, compared to H_2O. At ΔT = 2 ºC, $\varphi_{vol.}$ of 1.0%, 2.0%, 3.0%, 4.0%, and 5.0% resulted in Nu_{ave} improvements of 0.85%, 1.71%, 2.56%, 3.41%, and 4.25%, respectively, compared to H_2O.

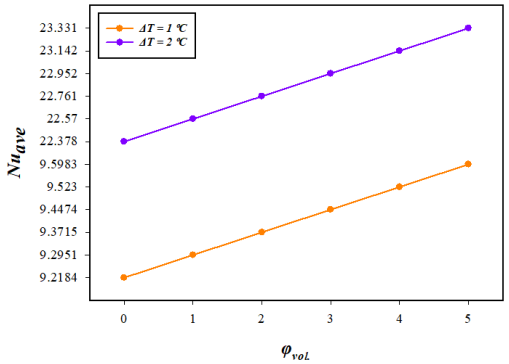


Figure 8. Variation of Nu_{ave} depends on ΔT and $\varphi_{vol.}$ at $Ra=10^6$.

CONCLUSION

In this study, the effects of $CoFe_2O_4/H_2O$ *NF* in a square enclosure on natural convection were investigated by numerical methods. As a result of the analysis carried out by considering different Rayleigh numbers ($10^3 \leq Ra \leq 10^6$), nanofluid volumetric concentration ratios ($0.0\% \leq \varphi_{vol.} \leq 5.0\%$) and temperature differences (ΔT=1°C and 2°C), it was observed that the use of *NF* increased the *HTP*. According to the findings, significant increases occurred in the Nu_{ave} value especially at low *Ra* and increasing $\varphi_{vol.}$. It was determined that $CoFe_2O_4/H_2O$ *NF* has higher heat transfer capacity compared to H_2O at both low and high temperature differences. These results show that $CoFe_2O_4$ based *NFs* can be an effective alternative for improving natural transport mechanisms and offer potential areas of use in engineering applications requiring heat transfer. In addition, this study contributes to the use of $CoFe_2O_4/H_2O$ *NFs* at certain temperature differences, which is missing in the literature, and guides future studies.

SYMBOLS

AR	Aspect ratio
BF	Base fluid
C_p	Heat capacitance
FNF	Ferro-nanofluid
NC	Natural convection
NF	Nanofluid
NP	Nanoparticles
Nu	Nusselt number
Nm	Nanometer
HTP	Heat transfer performance
Ra	Rayleigh number [$g.\rho.\Delta T.L^3.\mu^{-1}.k^{-1}$]
k	conductive heat transfer coefficient [$W.m^{-1}.K^{-1}$]
L	longitudinal length [mm]
ΔT	Temperature difference [°C]
β	Thermal expansion coefficient [K^{-1}]
μ	Dynamic viscosity
φ	nanoparticle volumetric concentration [%]
ρ	Density [$kg.m^{-3}$]

ACKNOWLEDGEMENT

The authors would like to thank the University of Karabuk because of allowing the Center of Energy Applications Laboratory.

REFERENCES

Alam, M. S., Huda, M. N., Rahman, M. M., and Billah, M. M., (2024), Statistical and numerical analysis of magnetic field effects on laminar natural convection heat transfer of nanofluid in a hexagonal cavity, *Int. Jour Thermofluids*, 24, 100856.

Bhuiyana, A. H., Alam, M. S., and Alim, M. A., (2017), Natural Convection of Water-based Nanofluids in a Square Cavity with Partially Heated of the Bottom Wall, *Procedia Engin.*, 194, 435–441.

Borrelli, A., Giantesio, G., and Patria, M. C., (2025), Fully developed flow of a higher-gradient nanofluid in a vertical channel: Mixed and natural convection, *Eur. Jour. Mech. - B/Fluids*, 109, 344–353.

Brusly Solomon, A., van Rooyen, J., Rencken, M., Sharifpur, M., and Meyer, J. P., (2017), Experimental study on the influence of the aspect ratio of square cavity on natural convection heat transfer with Al2O3/Water nanofluids, *Inter. Com. In Heat And Mass Trans.*, 88, 254–261.

Dağdeviren, A., Gedik, E., Keçebaş, A., Pazarlıoğlu, H. K., Arslan, K., and Alsabery, A. I., (2022), Effect of Al 2 O 3 –SiO 2 /Water Hybrid Nanofluid Filled in a Square Enclosure on the Natural Convective Heat Transfer Characteristics: A Numerical Study ", *Jour. Of Nano.*, 11 5, 772–781.

Devendiran, D. K. and Amirtham, V. A., (2016), A review on preparation, characterization, properties and applications of nanofluids. *Renew. and Sustain. Energy Reviews* 60, 2140.

Eastman, J., and Choi, S., (1996), Enhanced thermal conductivity through the development of nanofluids. Fall Meeting of the Materials Research Society (MRS), Boston, USA.

Garbadeen, I. D., Sharifpur, M., Slabber, J. M., and Meyer, J. P., (2017), Experimental study on natural convection of MWCNT-water nanofluids in a square enclosure, *Inter. Com. In Heat And Mass Trans*, 88, 1–8.

Ghodsinezhad, H., Sharifpur, M., and Meyer, J. P., (2016), Experimental investigation on cavity flow natural convection of Al2O3–water nanofluids", *Inter. Com. In Heat And Mass Trans*, 76, 316–324.

Ho, C. J., Liu, W. K., Chang, Y. S., and Lin, C. C., (2010), Natural convection heat transfer of alumina-water nanofluid in vertical square enclosures: An experimental study, *Inter. Jour. Ther. Sciences*, 49, (8), 1345–1353.

Ismael, M. A., Abu-Nada, E., and Chamkha, A. J., (2017), Mixed convection in a square cavity filled with CuO-water nanofluid heated by corner heater", *Inter. Jour. Of Mec. Sciences,* 133, 42–50.

Motlagh, S. Y. and Soltanipour, H., (2017), Natural convection of Al2O3-water nanofluid in an inclined cavity using Buongiorno's two-phase model, *Inter. Jour. Ther. Sciences*, 111, 310–320.

Rahmati, A. R. and Tahery, A. A. (2018), Numerical study of nanofluid natural convection in a square cavity with a hot obstacle using lattice Boltzmann method, *Alexandria Engin. Jour.* 57 (3), 1271–1286.

Pak, B. C., and Cho, Y., (1998), Hydrodynamic and heat transfer study of dispersed fluids with submicron metallic oxide particle, *Exp. Heat Transfer*, 11, 151-170.

Pazarlıoğlu, H. K. and Tekir, M., (2021), Impact of Fe3O4/water on Natural Convection in Square Enclosure, *Euro. Jour. Of Sci. And Tech.*, 28, 675–683.

Saha, B. K., Jihan, J. I., Barai, G., Moon, N. J., Saha, G., and Saha, S. C., (2025), Exploring natural convection and heat transfer dynamics of Al2O3-H2O nanofluid in a modified tooth-shaped cavity configuration, *Int. Jour Thermofluids*, 25, 101005.

Sheikhzadeh, G. A., Dastmalchi, M., and Khorasanizadeh, H., (2013), Effects of nanoparticles transport mechanisms on Al2O3-water nanofluid natural convection in a square enclosure, *Inter. Jour. Ther. Sciences*, 66, 51–62.

Thohura, S. and Molla, M. M., (2025), Double-diffusive mixed convection and entropy generation of Fe3O4 - CoFe2O4-water hybrid nanofluid in an enclosure with a heated wavy cylinder, *Results in Engin.*, 25, 104345.

NUMERICAL ANALYSIS OF ELLIPTICAL SHAPED PIN FIN HEAT SINKS USING VARIOUS ARRANGEMENTS

Arif Emre AKTAS*
*Çukurova Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Otomotiv Mühendisliği Bölümü,
01250 Sarıçam, ADANA, aeaktas@cu.edu.tr

Abstract: A heat sink is a passive cooling device that absorbs and dissipates heat from a high temperature medium into the surrounding environment. Usually, they are made of metals such as aluminum and copper. Essential usage areas of heat sinks are automotive, aerospace, telecommunications, electronics and computing applications. Numerical model utilized in the current study is firstly validated with the data from another study in the literature. In this study, heat transfer and pressure drop characteristics of heat sinks with elliptic cross-section for various patterns is carried out numerically for turbulent flow.
Keywords: Heat Transfer, CFD, Heat Sink

ÇEŞİTLİ DİZİLİMLER İÇİN ELİPTİK ŞEKİLLİ PİM KANATÇIKLI ISI ALICILARIN SAYISAL ANALİZİ

Özet: Isı alıcılar, yüksek sıcaklıktaki bir ortamdan ısıyı emen ve çevreye yayan pasif bir soğutma aygıtıdır. Genellikle alüminyum ve bakır gibi metallerden yapılırlar. Isı alıcılar temel kullanım alanları otomotiv, havacılık, telekomünikasyon, elektronik ve bilgisayar sistemleri uygulamalarıdır. Mevcut çalışmada kullanılan sayısal model, öncelikle literatürdeki başka bir çalışmadan elde edilen verilerle doğrulanmıştır. Bu çalışmada, eliptik kesitli ısı emicilerin çeşitli dizilimler için ısı transferi ve basınç düşüşü karakteristikleri türbülanslı akış için sayısal olarak incelenmiştir.
Anahtar Kelimler: Isı transferi, HAD, Isı alıcı

INTRODUCTION

Heat sinks are critical components in thermal management systems, designed to dissipate heat from various devices and systems to prevent overheating and ensure optimal thermal performance. They are widely employed in various applications ranging from electronic devices and computers to power plants and refrigeration systems. The primary function of a heat sink is to maximize heat transfer from a heat-generating equipment to the surrounding environment, often through the use of extended surfaces called fins.

Chin et al. (2013) experimentally and numerically implemented research on perforated circular pin fin. They found that Nu number increases with increasing perforation radius and number of perforations. Chapmen and Lee (Chin et al., 2013) carried out an experimental comparison study between elliptical, cross-cut and straight shaped pin fins. Results indicated that straight pin fin showed the lowest thermal resistance while cross-cut pin fin has the highest thermal resistance. Seyf and Layeghni (2010) made a numerical study of staggered arranged elliptical pin fins for different porous fluid domain. It was seen that Nusselt number rises with decreasing porosity from 0.95 to 0.8.

Bahiraei et al. (2021) investigated the nanofluid flow around elliptic shaped pin fins. It was indicated that existence of higher number fins yields lower thermal resistance. Yu et al. (2023) made an optimization study on pin fins with elliptical cross-sections using ANN and provided correlations on optimal designs. Ali et al. (2024) examined the heat transfer and fluid flow characteristics of semi elliptical shaped micro channel heat sinks numerically and determined that increasing aspect ratio results in higher Nu number. Jing et al. (2018) numerically studied the influence of aspect ratio for inline arranged elliptical shaped microchannel heat sink. It was seen that heat transfer performance increases with increasing length ratio. Duan et al. (2020) developed a numerical model for rectangular channel with semi elliptical shaped model for impinging plate fin heat sink. Khan et al. (2006) made a numerical study for pin fin with circular, elliptic square and rectangular cross sections. It was found that square geometry was the worst and circular one is the best considering entropy generation rate. Rajab et al. (2017) carried out a numerical study on single line elliptical pin fin with

increasing attack angle with the number of pins from 0 to 90 ℃ using nano fluid. He found that higher Nu number can be obtained compared the identical angular pattern. Behnia et al (1998) found that elliptical cross sectioned heat sinks showed better thermal efficiency than circular, rectangular and square ones for laminar flow.
In this study, numeral investigation of heat sink with elliptical cross section is implemented for various configurations and attack angles.

GOVERNING EQUATIONS

Flow of working fluid air is considered steady state, turbulent and incompressible with constant thermophysical properties. Gravitational affect and radiation heat transfer are ignored. Considering these assumption governing equations are given as follows:

Mass conservation:

$$\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_j) = 0 \tag{1}$$

Momentum conservation:

$$\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_i u_j) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\mu\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i}\right)\right] + \frac{\partial}{\partial x_j}(\mu_t\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i}\right)) \tag{2}$$

Energy conservation:

$$\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_i T) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left(\frac{\mu}{Pr}\frac{\partial T}{\partial x_j} + \frac{\mu}{Pr_t}\left(\frac{\partial T}{\partial x_j}\right)\right) \tag{3}$$

To simulate turbulence, the Realizable k-ε model is preferred which performs better for flow that involve separation, recirculation, boundary layers under strong adverse pressure gradients (Fluent, 2021).

COMPUTATION DOMAIN AND DATA PROCESSING

Schematic view of the fluid domain is given in Figure1. It consists of inlet (500 mm), test (112 mm) and exit (200 mm) sections. The fluid domain has a cross section of 40 mm x 72 mm. Material of the pin fin and its base is set as aluminum with a thermal conductivity of k_{pf}=167 W/mK. Base of the pin fin has a dimension of 72 mm x 72 mm with a thickness value of 5 mm. 14 pin fins mounted on the base with a length of 40. Constant cross section dimension of the elliptic pin fins with a minor and major axis values of 2.53 and 5.06 are designed, corresponding to axis ratio values of 0.5. Longitudinal and transversal distances of the staggered arranged fins are kept constant. Reynolds number *Re* based on the air velocity before the test section is:

$$Re = \frac{\rho\, u_0\, D_h}{\mu} \tag{4}$$

Average heat transfer coefficient h_{ave}, temperature difference ΔT, average Nusselt number Nu_{ave} pressure difference ΔP, system performance η (Chin et al., 2013).

$$h_{ave} = \frac{Nu_{ave}\, k_{air}}{D_h} \tag{5}$$

$$\Delta T = T_w - \frac{T_{out} - T_{in}}{2} \tag{6}$$

$$Nu_{ave} = \frac{\dot{q}\, D_h}{k_{air}\, \Delta T} \tag{7}$$

$$\eta = \frac{Nu_{ave}}{\Delta P / (0.5\, \rho_{air}\, u_0^2)} \tag{8}$$

Where D_h is the hydraulic diameter of the channel, T_w is pin fin base temperature and ρ_{air} is the air density. Constant values which are used in the numerical simulations are given in Table 1.

Table 1. Constant values used for current the numerical studies

Property	Value
Heat flux, $\dot{q}$	5904 W/m^2
Air density, ρ_{air}	1.196 kg/m^3
hydraulic diameter, D_h	51.43 mm
Air thermal conductivity, k_{air}	0.02602 W/mK
Air inlet temperature, T_{in}	300 K

Commercial CFD software ANSYS Fluent (Fluent, 2021) is utilized to solve the governing equation. Convergence criteria are set 10^{-8} for energy and 10^{-5} for other equations.

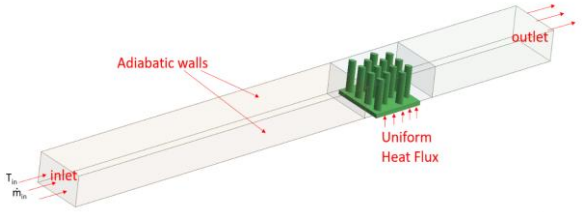


Figure 1. Schematic view of the fluid domain of the elliptical shaped pin fin heat sink.

In this study, comparison of 3 different configurations of elliptic pin fin heat sink for the attack angle 15˚, 30˚, 45˚ and 60˚as seen from the Figure 2 for 30˚ attack angle.

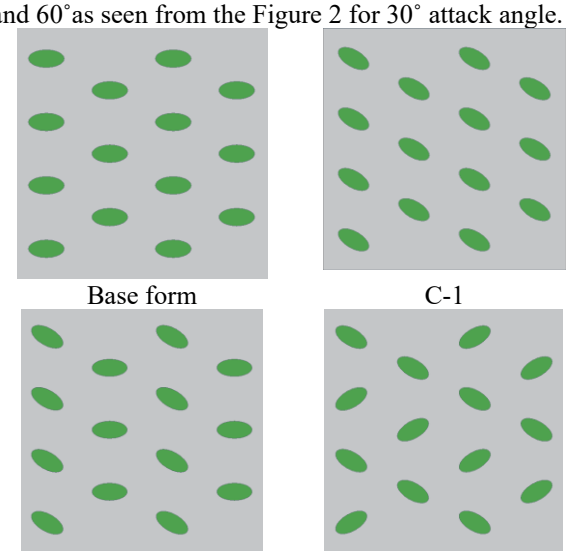
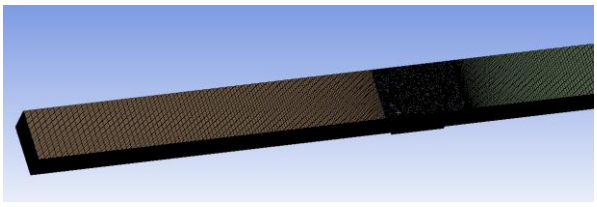


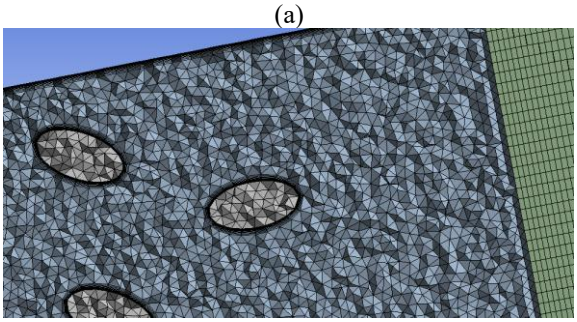
Figure 2. View of Studied elliptic pin fin heat sink configurations

CODE VALIDATION

Firstly, grid independence study is carried out and 1270038 number of nodes determined for Re number of 12635. Grid structure of the computational domain basically separated into two sections: inlet and outlet zone are constructed with structured hexahedral elements whereas test section is constructed with unstructured tetrahedral elements (Figure 3). After grid independence study is carried out validation is made comparing the result of Chin et al. for circular pin fin heat sink in order to ensure the validity of the numerical scheme.



(a)



(b)

Figure 3. General (a) and detailed (b) grid view of the elliptic pin fin.

Staggered arranged 14 pins made of aluminum with the diameter of 8 mm and height of 50 mm are installed in the test section of the experimental setup of their research. Calculations for validation and whole study are carried out for the constant $\dot{q}$ value of 5904 W/m^2, D_h value of 66.67 mm, inlet temperature of 300 K and pin fin diameter of 8 mm for Re range of 9782-22831. Also, measurement of T_{out}, u_{in} and T_w made from the same point as the study of Chin et al. As seen from the Figure 4 current study is in a good agreement with the experimental result showing difference less than 10%.

RESULT AND DISCUSSIONS

After the validation of the numerical scheme comparison study is implemented for given 3 configurations.

Figure 5 illustrates the Nu_{ave} values for different attack angles 15-60˚. It is seen that C-3 and C-2 has almost the same Nu_{ave} values higher than C-1. Maximum obtained Nu values are 680, 743 and 749 for C-1, C-2 and C-3, respectively.

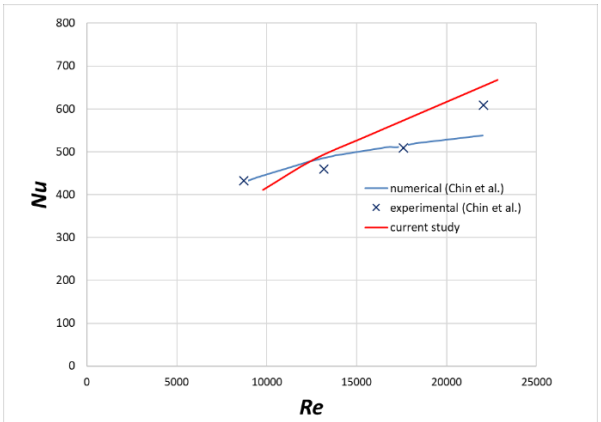


Figure 4. Comparison of Nu_{ave} values with the experimental and numerical study of Chin et al.

Figure 6 shows ΔP values for various attack angle 15 to 60˚. As seen from the figure pressure difference values increases with increasing attack angle. Lowest ΔP value is obtained for C-1 besides C-3 has the highest ΔP value. η values for different attack angle is demonstrated in Figure 7. It is observed that system performance values decrease with increasing attack angle. Maximum obtained η values are 648, 583 and 593 for C-1, C-2 and C-3, respectively.

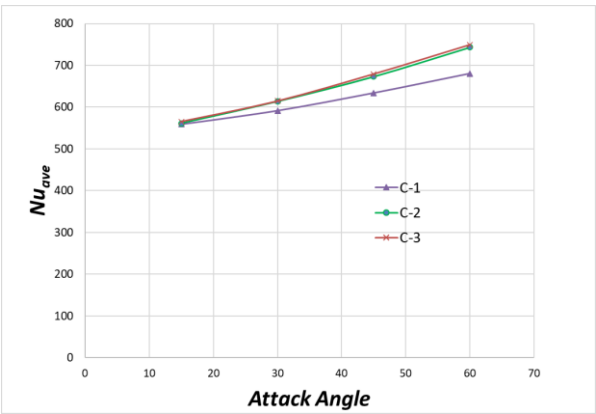


Figure 5. Nu_{ave} values as a function of attack angle

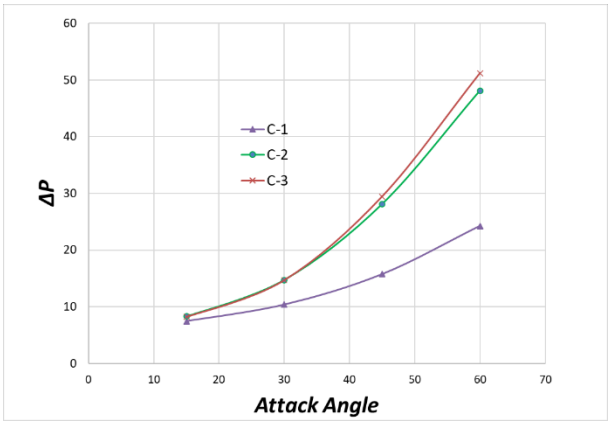


Figure 6. ΔP values as a function of attack angle

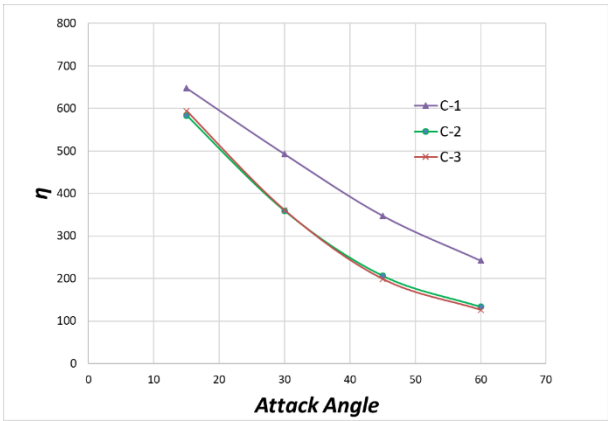


Figure 7. η values as a function of attack angle

CONCLUSION

This study compares three different elliptic pin fin heat sink configurations for attack angles of 15˚, 30˚, 45˚, and 60˚. Heat transfer and fluid flow characteristics are compared for 3D, incompressible and steady-state turbulent flow conditions. Grid independence test and validations from experimental and numerical studies are carried out before simulations for the current study.

It is seen that Nusselt number increases with increasing attack angle for all configurations. Whereas, pressure difference values rises sharply with increasing attack angle.

It is also observed that system performance values decrease with increasing attack angle. Configuration C-2 and C-3 can be preferred for highest heat transfer. However, if one considers also pressure penalty, C-1 is the most efficient configuration.

SYMBOLS

Re	Reynolds number
ρ	density [kg/m^3]
k	thermal conductivity [W/mK]
P	pressure [Pa]
Nu	Nusselt number
η	system performance
T	temperature [K]
u	velocity [m/s]
$\dot{q}$	heat flux [W/m^2]
D_h	hydraulic diameter [m]
h	heat transfer coefficient [W/m^{2}K]

REFERENCES

Ali, N., Srivastava, S., Haque, I., Yadav, J., Alam, T., Siddiqui, T. U., Siddiqui, M. I. H., & Cuce, E. (2024). Heat dissipation and fluid flow in micro-channel heat sink equipped with semi-elliptical pin-fin structures: A numerical study. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, *155*. https://doi.org/10.1016/j.icheatmasstransfer.2024.107492

Bahiraei, M., Mazaheri, N., & Daneshyar, M. R. (2021). Employing elliptical pin-fins and nanofluid within a heat sink for cooling of electronic chips regarding energy efficiency perspective. *Applied Thermal Engineering*, *183*, 116159. https://doi.org/10.1016/J.APPLTHERMALENG.2020.116159

Behnia, M., Copeland, D., & Soodphakdee, D. (1998). Comparison of heat sink geometries for laminar forced convection: numerical simulation of periodically developed flow. *Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems -Proceedings of the Intersociety Conference*, 310–315. https://doi.org/10.1109/ITHERM.1998.689579

Chin, S. B., Foo, J. J., Lai, Y. L., & Yong, T. K. K. (2013). Forced convective heat transfer enhancement with perforated pin fins. *Heat and Mass Transfer/Waerme- Und Stoffuebertragung*, *49*(10), 1447–1458. https://doi.org/10.1007/s00231-013-1186-z

Duan, Z., Lv, X., Ma, H., Su, L., & Zhang, M. (2020). Analysis of flow characteristics and pressure drop for an impinging plate fin heat sink with elliptic bottom profiles. *Applied Sciences (Switzerland)*, *10*(1). https://doi.org/10.3390/app10010225

Fluent, A. (2021). Ansys fluent theory guide. In *ANSYS Inc., USA*.

Jing, D., Song, S., Pan, Y., & Wang, X. (2018). Size dependences of hydraulic resistance and heat transfer of fluid flow in elliptical microchannel heat sinks with boundary slip. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *119*, 647–653. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2017.11.149

Khan, W. A., Culham, J. R., & Yovanovich, M. M. (2006). The role of fin geometry in heat sink performance. *Journal of Electronic Packaging*, *128*(4), 324–330. https://doi.org/10.1115/1.2351896

Rajab, H., Yin, D., & Ma, H. B. (2017). Numerical analysis of effects of nanofluid and angular orientation on heat transfer performance of an elliptical pin-fin heat sink. *Heat Transfer Research*, *48*(2), 161–175. https://doi.org/10.1615/HeatTransRes.2016011084

Seyf, H. R., & Layeghi, M. (2010). Numerical analysis of convective heat transfer from an elliptic pin fin heat sink with and without metal foam insert. *Journal of Heat Transfer*, *132*(7), 1–9. https://doi.org/10.1115/1.4000951

Yu, C., Zhu, X., Li, Z., Ma, Y., Yang, M., & Zhang, H. (2023). Optimization of elliptical pin-fin microchannel heat sink based on artificial neural network. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, *205*. https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2023.123928

DETERMINING THE OPTIMUM REFRIGERANT FOR A TWO STAGE REFRIGERATION CYCLE WITH FLASH CHAMBER BY USING GENERALIZED LEE_KESLER EQUATION OF STATE

M. Turhan ÇOBAN
School of Engineering, Department of Mechanical Engineering; Piri Reis University, Tuzla, Istanbul, **TURKEY**
e-mail: mtcoban@pirireis.edu.tr
web: www.turhancoban.com

Summary: Selection of correct refrigerant to obtain maximum possible COP in a two stage refrigeration cycle with a flash chamber is important. Cubic equation of states such as Soawe and Peng-Robinson, Lee-Kesler and Schereiber-Pitzer EoS can be written in general form as a function of Pitzer acentric factor. Pitzer acentric factor is defined for reduced temperature $T_r=T/T_c$ =0.7 as a function of reduced vapor pressure $P_{vpr}(T_r)$ by the following formula: w =-log [$P_{vpr}(T_r$=0.7)]-1.0 . Out of this equation of states Lee-Kesler & Schereiber-Pitzer EoS are better candidates to give accurate results as a general form of EoS due to fact that they are derived from Benedict Webb-Rubin EoS. They are basically curve fitting equations to several reference fluids by using Pitzer's acentricity factor as a variable. A rich list of curve fitting reference fluids, including hydrocarbons and other gases, are used to obtain curve fitting coefficients. In this study a two stage refrigeration cycle with a flash chamber is modelled by using Lee-Kesler EoS and cycle is optimized by using stochastic optimisation methods for the to Pitzer acentric factor to give the maximum possible coefficient of performance for the given conditions. Optimal Pitzer acentric factor is compared with the acentric factor of the actual refrigerants and the closest candidates are selected to be utilised in actual refrigeration cycle.

KEYWORDS: Thermodynamics Lee-kesler EoS, stochastic optimization, two stage refrigeration cycle with a flash chamber

1. LEE KESLER EQUATION OF STATES

Benedict-Webb-Rubin (BWR) equation of state is one of the most successful equation of state. We will look at utilisation of this equation of state in later stages. The success of the original BWR equation of state has led to a number of studies wherin the modified form of the equation has been generalised to apply to many types of compounds. Lee and Kesler developed a modified form of BWR. This equation of state is developed based on two reference fluids, the first one is called simple fluid (accentricity factor ω=0) and those of n-octane as a reference fluid. Asume that $Z=\frac{PV}{T}$ compressibility factor is to be calculated for a fluid at some temperature and pressure. First using critical properties of this fluid, determine $T_r=\frac{T}{T_{crit}}$ and $P_r=\frac{P}{P_{crit}}$ reduced temperature and pressure. Then determine an ideal reduced volume of a simple fluid with

$$\frac{P_r V_r^{(0)}}{T_r}=1+\frac{B}{V_r^{(0)}}+\frac{C}{(V_r^{(0)})^2}+\frac{D}{(V_r^{(0)})^5}+\frac{c_4}{T_r^3(V_r^{(0)})^2}\left[\beta+\frac{\gamma}{(V_r^{(0)})^2}\right]\exp\left[-\frac{\gamma}{(V_r^{(0)})^2}\right] \quad (2.1)$$

where

$$B=b_1-\frac{b_2}{T_r}-\frac{b_3}{T_r^2}-\frac{b_4}{T_r^3} \quad (2.2)$$

$$C=c_1-\frac{c_2}{T_r}+\frac{c_3}{T_r^3} \quad (2.3)$$

$$D=d_1-\frac{d_2}{T_r} \quad (2.4)$$

$$V_r^{(0)}=\frac{P_c V^{(0)}}{RT_c} \quad (2.5)$$

Properties of simple and reference fluid(n-octane) is

given in table 2.3.1

Tablo 2.3.1 Lee Kesler coefficients for simple and reference fluids

Constants	Simple fluid	Referance fluid
b_1	0.1181193	0.2026579
b_2	0.265728	0.331511
b_3	0.154790	0.027655
b_4	0.030323	0.203488
c_1	0.0236744	0.0313385
c_2	0.0186984	0.0503618
c_3	0.0	0.016901
c_4	0.042724	0.041577
d_1 x 10^4	0.155488	0.48736
d_2 x 10^4	0.623689	0.0740336
□	0.65392	1.226
□	0.060167	0.03754

Next, using the same reduced temperature and pressure $V_r^{(R)} = \frac{P_c V^{(R)}}{RT_c}$ for reference fluid is solved by using the same basic Lee-Kesler equation

$$\frac{P_r V_r^{(R)}}{T_r} = 1 + \frac{B}{V_r^{(R)}} + \frac{C}{(V_r^{(R)})^2} + \frac{D}{(V_r^{(R)})^5} + \frac{c_4}{T_r^3 (V_r^{(R)})^2}\left[\beta + \frac{\gamma}{(V_r^{(R)})^2}\right]\exp\left[-\frac{\gamma}{(V_r^{(R)})^2}\right] \quad (2.6)$$

, then compressibilty factors for both simple and reference fluids are calculated.

$$Z^{(0)} = \frac{P_r V_r^{(0)}}{T_r} \quad (2.7) \qquad Z^{(R)} = \frac{P_r V_r^{(R)}}{T_r} \quad (2.8)$$

The compressibility factor Z for the fluid of interest is then calculated by

$$Z = \frac{Pv}{RT} = Z^{(0)} + \left(\frac{\omega}{\omega_R}\right)(Z^{(R)} - Z^{(0)}) \quad (2.9)$$

Where accentricity factor $\omega_R = 0.3978$. In hydrocarbon calculations primary error of the equation is in the range of less than 2% for both vapor and liquid phases.

If T and V values are given, finding of P is as defined above, but if T and P is given and finding of V is required, then a numerical root solving methods should apply to get a solution of the equation. This equation has a capacity to predict both liquid and gas phases, but in root solving of V it causes a problem of initial guess estimation due to big differences between liquid and gas values of specific volumes. Additional search methods combining with simpler equation of states volume estimation such as Peng-Robinson equation of states should be involve for an accurate estimation process. It should be note that while one real root of cubic equation of states given liquid volume, the second one will give the volume of the gas state.

Prediction of the rest of the thermodynamic properties by Lee-Kesler method

Equation of states gives us prediction capability of unknown variable when two of the three T , v , P thermodynamic properties are given. But in thermal design further thermodynamic properties may also be required. Enthapy of a real gas is function of pressure and temperature and can be expressed as follows:

$$H = f(P,T) \quad (2.10)$$

$$dH = \left(\frac{\partial H}{\partial P}\right)_T dP + \left(\frac{\partial H}{\partial T}\right)_P dT \quad (2.11)$$

$$H_2 - H_1 = \int_{P_1}^{P_2}\left(\frac{\partial H}{\partial P}\right)_{T_1} dP + \int_{T_1}^{T_2}\left(\frac{\partial H}{\partial T}\right)_{P_2} dT \quad (2.12)$$

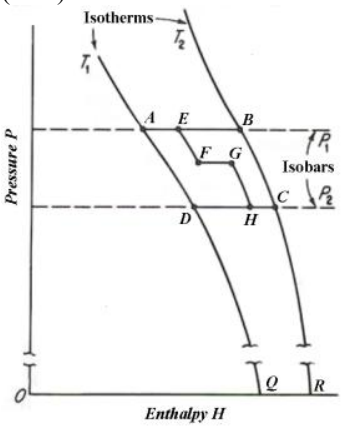


Figure 2.1 Enthalpy change calculation process

In here, temperature kept constant at T_1 and enthalpy change for pressure difference calculated between some very low reference pressure p^0 and P_1, then entalpy difference at p^0 pressure is calculated. Since the reference pressure is low, ideal gas enthalpy difference can be applied between temperatures T_1 and T_2 to calculate entalpy change, and then temperature is kept constant at T_2 and enthalpy change for pressure difference is calculated. Process is shown in the figure 2.3.1

$$\Delta H = \int_{P_1}^{P^0}\left(\frac{\partial H}{\partial P}\right)_{T_1} dP + \int_{T_1}^{T_2} C_P^0 dT + \int_{P^0}^{P_1}\left(\frac{\partial H}{\partial P}\right)_{T_2} dP \quad (2.13)$$

$$\Delta H = (H^0 - H_{P_1})_{T_1} + \int_{T_1}^{T_2} C_P^0 dT - (H^0 - H_{P_2})_{T_2} \quad (2.14)$$

In equation (2.14) the terms $(H^0 - H_{P_1})_{T_1}$ and $(H^0 - H_{P_2})_{T_2}$ functions indicated enthalpy changes at constant temperatures T_1 and T_2 between reference and working pressures. These type of functions are

Table 3.1 Pitzer acentric factor and critical properties of refrigerants.

Refrigerant	**1**	**2**	**Tc**	**Pc**	**Tb**
			degree K	**kPa**	**degree K**
R732	0.011538	0.022194	154.58	5043	90.19
R728	0.026542	0.036981	126.19	3395.8	77.35
R1150	0.079724	0.088719	282.4	5040	169.3
R170	0.092396	0.101757	305.33	4871.8	184.552
R1270	0.137288	0.143055	365.57	4664.6	225.46
R290	0.147561	0.152153	369.89	4251.2	231.036
R12	0.176063	0.179482	385.12	4136.1	243.398
R600a	0.180296	0.183284	408	3654.89	261.359
R600	0.196081	0.201976	425.13	3796	272.6
R22	0.220363	0.220812	369.295	4990	232.34
R508B	0.221304	0.227338	287.15	3926	184.88
R142b	0.228494	0.237974	410.2	4124	263.41
R113	0.248778	0.249272	487.45	3390	320.71
R402B	0.216176	0.250981	355.76	4445.4	226.01
R717	0.261978	0.257255	405.4	11333	239.823
R143a	0.258395	0.2615	345.857	3761	225.909
R23	0.263897	0.266503	299.07	4836	191.12
R402A	0.234888	0.266798	348.65	4134.7	224.24
R152a	0.273061	0.275231	386.41	4516.8	249.127
R1234yf	0.274233	0.276012	367.85	3382.2	243.7
R32	0.274454	0.276906	351.255	5782	221.499
R123	0.282364	0.282616	456.831	3668	301
R507A	0.28434	0.285847	343.767	3705	226.409
R124	0.284813	0.287096	395.62	3634	261.06
R401B	0.198696	0.287182	379.25	4681.5	238.48
R401A	0.200232	0.291999	381.16	4603.8	240.18
R410A	0.293784	0.296206	344.508	4902.6	221.707
R125	0.304998	0.305168	339.173	3617.7	225.06
R134a	0.326863	0.326858	374.21	4059.3	247.076
R718	0.355926	0.344269	647.1	22064	373.124
R407C	0.242864	0.355046	359.89	4619.1	229.59
R744	0.410067	0.410067	304.128	7377.3	194.75
R404A	0.293784	0.420703	344.508	4902.6	221.707

called departure functions, and since they are only function of pressure, they can be listed as tables as well. They indicated departure of the enthalpy from ideal gas state.

Other thermodynamic departure functions

Similar to entalpy functions, departure functions can be calculated for other thermodynamic functions as well for a defined low pressure reference state.

$$G - G^0 = \int_{P^0}^{P} V dP + \int_0^P V dP$$
$$= \int_0^P \left(V - \frac{RT}{P} \right) dP + RT \ln\left(\frac{P}{P^0} \right)$$
$$= RT \int_0^P (Z-1) d\ln P + RT \ln\left(\frac{P}{P^0} \right) \qquad (2.15)$$

$$S - S^0 = \frac{-\partial}{\partial T}(G - G^0)_P$$

$$= R\int_0^P \left[1 - Z - T\left(\frac{\partial Z}{\partial T}\right)_P\right] d\ln P - R\ln\frac{P}{P^0}$$

(2. 16)

In this equations Z, T and P functions are defined by Lee-Kesler equation, after calculating Gibbs free energy and entropy, the remaining thermodynamic properties can be easily defined from these relations

$$H - H^0 = (G - G^0) + T(S - S^0) \qquad (2.3\ 17)$$

$$U - U^0 = (G - G^0) + T(S - S^0) - RT(Z - 1)$$

(2. 18)

And finaly departure function of Helmholts free energy will be :

$$A - A^0 = (G - G^0) - RT(Z - 1) \qquad (2.\ 19)$$

If Lee-Kesler equation of state is substituted into the above equations, the equations for simple fluid will take the following forms:

$$\left(\frac{H - H^0}{RT_c}\right)^{(0)} = -T_r\left[Z^{(0)} - 1 - \frac{b_2 + 2b_3/T_r + 3b_4/T_r^2}{T_r(V_r^{(0)})}\right] - T_r\left[\frac{c_2 - 3c_3/T_r^2}{2T_r^2(V_r^{(0)})^2} + \frac{d_2}{5T_r^5(V_r^{(0)})^5} + 3E\right]$$

$$E = \frac{c_4}{2T_r^3\gamma}\left\{\beta + 1 - \left[\beta + 1 + \frac{\gamma}{(V_r^{(0)})^2}\right]\exp\left[-\frac{\gamma}{(V_r^{(0)})^2}\right]\right\}$$

(2.20)

When reference state and simple fluid state concept of Lee-Kesler equation is applied, the actual departure function is found as:

$$\frac{H - H^0}{RT_c} = \left(\frac{H - H^0}{RT_c}\right)^{(0)} + \frac{\omega}{\omega_R}\left[\left(\frac{H - H^0}{RT_c}\right)^{(R)} - \left(\frac{H - H^0}{RT_c}\right)^{(0)}\right]$$

(2.21)

Similarly for entropy function;

$$\frac{S - S^0}{R} = \left(\frac{S - S^0}{R}\right)^{(0)} + \frac{\omega}{\omega_R}\left[\left(\frac{S - S^0}{R}\right)^{(R)} - \left(\frac{S - S^0}{R}\right)^{(0)}\right]$$

(2. 22)

2. GENERALIZING LEE KESLER EQUATION OF STATES FOR PITZER ACENTRIC FACTOR FORM

In order to express Lee-Kesler EOS only as a function of Pitzer's acentric factor, several genaralizations should be applied. It should be note that an equation of state that can be applied every kind of fluids without any limitations might not be possible. In this study common refrigerants are taken as the base of study.

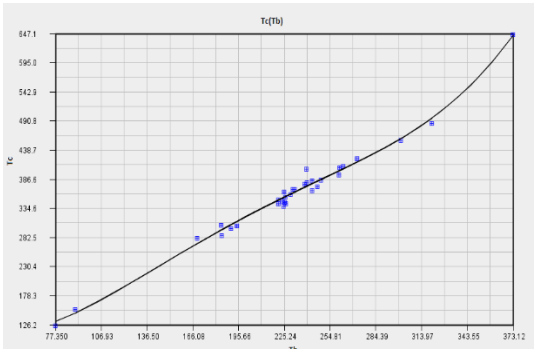


Figure 3.1 Critical temperature as a function of boing temperature(P=101.325 kPa)

Table 3.2 Polynomial function coefficients for critical temperature(degree K) as a function of boiling temperature (degree K)

	Ci
C_0	146.9936237
C_1	-2.016491881
C_2	0.031668431
C_3	-1.16E-04
C_4	1.478587819936754E-7;

The following general equation sets are used to generalize the equations:

Critical temperature

$$T_c = \sum_{n=0}^{4} C_n T_b^n \quad (3.1)$$

Critical compression ratio:

$$Z_c = 0.291 - 0.08\omega \quad [1] \quad (3.2)$$

Basic acentric factor definition:

$$\omega = -\log_{10}\left[P_{vpr}(T_r = 0.7)\right] - 1 \qquad (3.3)$$

where $P_{vpr} = P_{vp}/P_c \quad T_r = T/T_c = 0.7$

P_{vp} is vapor pressure, P_c and T_c are critical pressure and temperature respectively.

Pitzer Lee_Kesler vapor pressure equation [1] :

$$\ln\left(\frac{P_{vr}}{P_c}\right) = f^{(0)}(T_r) + \omega f^{(1)}(T_r) \qquad (3.3)$$

$$f^{(0)}(T_r) = 5.92714 - 6.09648/T_r - 1.28862 * \ln(T_r) + 0.169347 * T_r^6$$

(3.4)

$$f^{(1)}(T_r) = 15.2518 - 15.6875/T_r - 13.4721 * \ln(T_r) + 0.43577 * T_r^6$$

(3.5)

Where $T_r = T/T_c$ by settting $P_{vp}=P_b= 101.325$ kPa=1 atm $T=T_b$ is called boiling temperature and the ratio $T_r = \theta = T_b/T_c$

$$\omega = \left[\ln(P_c) - f^{(0)}(\theta)\right]/f^{(1)}(\theta) \qquad (3.6)$$

Other alternative equations can also be given as:

Edmister equation:

$$\omega = \frac{3}{7}\frac{\theta}{1-\theta}\log_{10} P_c - 1 \qquad [2]\ (3.7)$$

Daniel et al. Equation:

$$\omega = \frac{0.3(0.2803 + 0.4789\theta)}{(1-\theta)(0.9803 - 0.5211\theta)} \log_{10} P_c - 1 \quad [3]$$

(3.8)

Addition to these following relation is given

$$V_c = V_b\left[1.981 + 0.422 \log_{10}(P_c / P_b)\right] \quad [4]$$

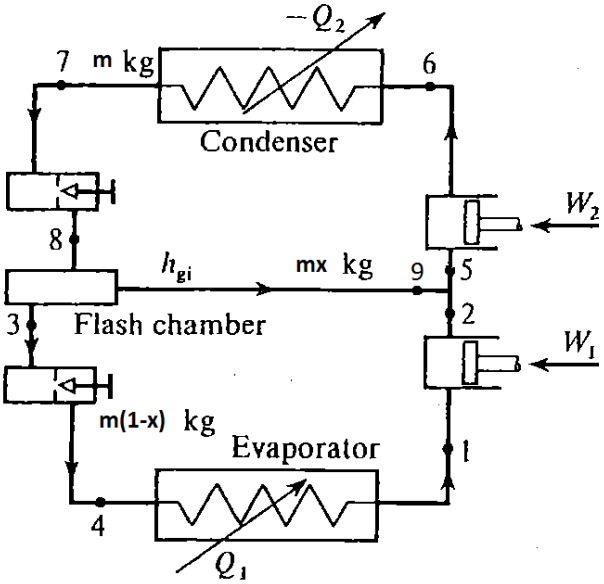
(3.9)

It should be also note that

$$P_c = \frac{Z_c R T_c}{V_c} \quad (3.10)$$

These equations can be arranged together to solve critical values as a function of ω, Pitzer acentric factor.

4.0 THERMODYNAMIC CYCLE: STANDARD REFRIGERATION CYCLE



In order to improve COP of a refrigeration cycle, multistage refrigeration processes can be utilized. In the figure above, a two stage refrigeration cycle using flash chamber is shown. Flash chamber is a seperator seperating saturated liquid phase and saturated vapour phase of the the mixture. Energy balance in the flash chamber :

$mh_8 = mxh_9 + m(1-x)h_3$ (4.1)

Mixing process:

$mxh_9 + m(1-x)h_2 = mh_5$ (4.2)

$x = \frac{h_8 - h_3}{h_9 - h_3}$ (4.3)

Work output:

$W_1 = m(1-x)(h_2 - h_1)$ (4.4)

$W_2 = m(h_6 - h_5)$ (4.5)

$W = W_1 + W_2$ (4.6)

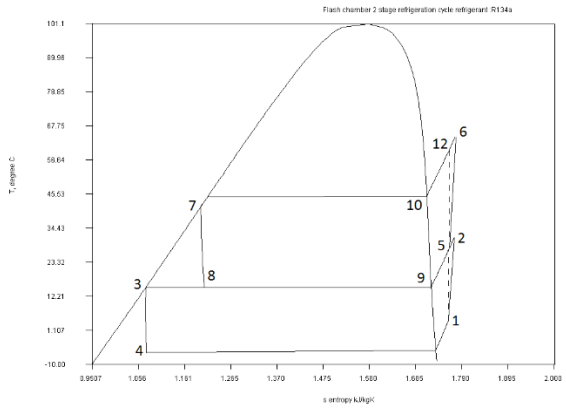
Evaporator heat transfer:

$Q_1 = m(1-x)(h_1 - h_4)$ (4.7)

Condenser heat transfer:

$Q_2 = m(h_6 - h_7)$ (4.8)

Cycle TS diagram for a certain refrigerant(R134a) will look like



5.0 OPTIMISATION METHODS

Several optimisation methods are available to utilise problems like this. One dimensional Fibbonnachi or Golden search method will be utilized for solution

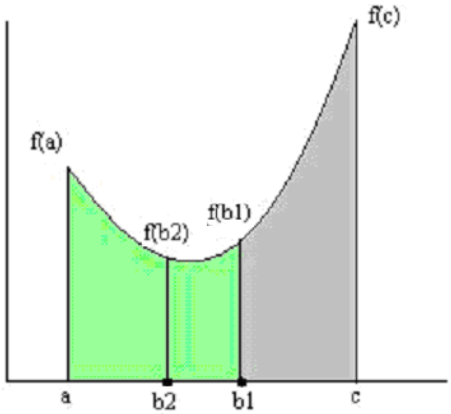
Series 0,1,1,2,3,5,8,13,21,34,… is called fibonnachi series. General definition is in the form of

$$F(n) = F(n-1) + F(n-2)$$
$$F(0) = 0$$
$$F(1) = 1$$

For the big fibonnaci terms the ration of two following fibonnachi number becomes constant. This constant is known as golden ratio,

$$R = \lim_{n\to\infty} \frac{F(n-1)}{F(n)} = \frac{\sqrt{5}-1}{2} = 0.618033989$$

If a minimum being searched in a given region (a,c). In order to determine if a minimum is existed, region should be divided up into three sub-regions. This requires avaluation of two intermediate data points. Neigbors of the minimum point remains and the third region is eliminated. In the new avaluation a new two points will be required. Golden ratio is given us a fine property so that one of the selected points will always be one of the new search point. So that only one new point will be evaluated in each step of the evaluation.



Golden ratio search

If minimumin in region [a,c] is required

The length of the region will be d0=(c – a) .

Then b1 is taken as b1=a+d0*R

And b2 is taken as b2 = c – d0*R = a + d0*R^2

And if it is assumed that minimum is in point b2, region (b1-c) will be thrown. Our new region will be d1=d0*R olacağından

new b1 is taken as b1=a+d1*R=a+d0*R^2 which is

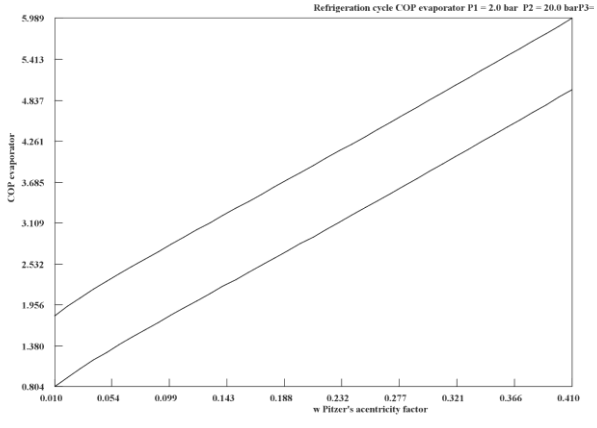
the same as previous b2.
New b2 is taken n as $b2 = c - d1*R = a + d1*R^2 = a + d0*R^3$.

Since one of the point is the same, evaluation of only one new point is required for each iteration step

6.0 DISCUSSION AND RESULTS

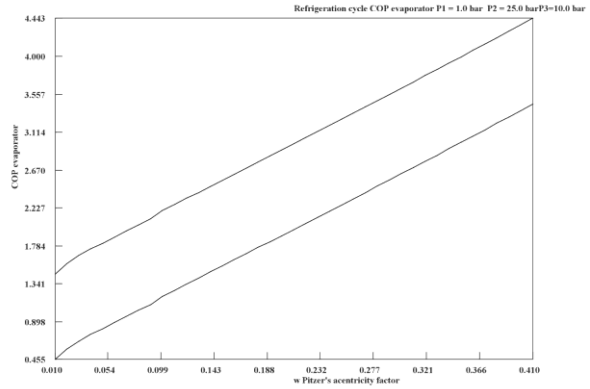
In order to investigate effect of acentric factor a two stage refrigeration cycle is tested for changing values of . Following figures show the changing behaviour of acentric factor with different pressures. An interesting case occur in this simulation: COP changes almost linearly with Pietzer's acceleration factor. So that optimal solution arises with the biggest . It should also be note that behaviour of this generalised case may not exactly represent actual refrigerants very accurately due to very complex nature of actual molecular behaviours such as polarity of the molecules. It can still be used as a valuable tool to select optimal refrigerant for a given refrigeration cycle operation conditions. Other possible method of more accurate optimisation process can be created by trying a wide range of refrigerants for the same conditions by using actual specific equation of state for the given refrigerants and then compare the results obtained, but it is a more time consuming process and accuracy of the method given here will be accurate enough forthis given cycle or other possible thermodynamic cycles with different working fluids. It should be note that another generalised equation of state Schreiber and Pitzer EoS can also be used for the similar purpose.

Figure 6.1 COP values of simple standard refrigeration cycle




```
---------- Capture Output ----------
> "D:\co\java17\bin\javaw.exe"
golden_ref2_LK
 optimisation value  : 0.40999999992557157
Function value : -4.984619826382248

> Terminated with exit code 0.
```




```
---------- Capture Output ----------
> "D:\co\java17\bin\javaw.exe"
golden_ref2_LK
 optimisation value  : 0.40999999992557157
Function value : -3.4403355900056876

> Terminated with exit code 0.
```

Program codes:
Program codes can be obtained from www.turhancoban.com address as file SCO.rar. This address includes programs for this analysis and a few of additional thermodynamic, heat transfer & numerical analysis routines.

LK1.java Lee-Kesler equation of State
if_x.java : General function interface
ref_cycle3LK.java : 2 stage refrigeration cycle utilizes Lee-Kesler EoS
golden_ref2_LK.java : golden (Fibbonachi) search optimization algorithm

7.0 REFERENCES

1.0 Numerical Thermodynamics, M. Turhan COBAN, www.turhancoban.com
2.0 Xin-She Yang, Engineering Optimisation, An introduction with Metaheuristic applications, John Willey & Sons , 2010, ISBN 978-0-470-58246-6
3.0 Robert C. Reid , John M. Prausnitz ; The Properties of Gases & Liquids , Mc-Graw Hill, Fourth edition, ISBN 0-07-0511799-1
4.0 [5] LEMMON, E.W., MCLINDEN, M.O. and HUBER, M.L, NIST Standard Reference Database 23, NIST
5.0 INTERNATIONAL STANDART ISO 17584 Refrigerant Properties, Reference numarası ISO 17584:2005(E)
6.0 Pitzer K. S., The volumetric and thermodynamic properties of fluids I. Theorical basis and Virial coefficients. J. Am. Chem. Soc. 1955, 77,3227
7.0 Pitzer K. S.;Lippmann, D. M. ;Curl R. F.Huggins, C. M; Peterson, D. E. The volumetric and thermodynamic properties of fluids II. Vapor pressure and entropy of vaporisation. J. Am. Chem. Soc. 1955, 77,3433

8.0 Chen D. H.;Dinivahi M. V.; Jeng C. Y. New Acentric Factor Correlation Based on the Antoine Equation. Ind. Eng. Chem. Res. 1993, 32, 241-244

9.0 Hakuta T.; Hırata M. Estimation of Critical Constants. Journal of Chemical Engineering of Japan, Vol. 3, No 1, 1970

10.0 Lee B. I; Kesler, M. G. A Generalised Thermodynamic Correlation Based on Three-parameter Corresponding States AIChEJ. 1975, 21 (3) 510

ABSORBE MİNİBAR SOĞUTMA KABİNİNİN HESAPLAMALI AKIŞKANLAR DİNAMİĞİ YÖNTEMİYLE ENERJETİK VE EKSERJİTİK İNCELEMESİ

Anıl Başaran*, Mustafa ELEGELMEZ, Mert ÖNDEROĞLU*****
*Manisa Celal Bayar Üniversitesi, Mühendislik ve Doğa Bilimleri Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü, 45140 Yunusemre, Manisa, anil.basaran@cbu.edu.tr
** Manisa Celal Bayar Üniversitesi, Lisansüstü Eğitim Enstitüsü, Makine Mühendisliği Bölümü, Termodinamik Ana Bilim Dalı, 45140 Yunusemre, Manisa, m.elegelmez@gmail.com
***ISM Makine Elektrik San. ve Tic. A.Ş, 45030 Yunusemre, Manisa, monderoglu@ismas.com.tr

Özet: Dünya genelinde, hızla değişen çevresel faktörler ve artan enerji ihtiyaçları özellikle soğutma sistemlerinde yeni çözüm arayışlarına neden olmaktadır. Absorbsiyonlu soğutma sistemleri, buhar sıkıştırmalı soğutma çevrimlerine göre titreşimsiz ve sessiz çalışma, çevre dostu ve doğal akışkanlar ile çalışabilme, yenilenebilir enerji kaynakları ile uyumluluk gibi avantajlar sunmaktadır. Diğer yandan, absorbsiyonlu soğutma sistemlerinin etkinlik tesir katsayısları (coefficient of performance) buhar sıkıştırmalı soğutma çevrimlerine göre düşük kalmaktadır. Bu nedenle, absorbsiyonlu buzdolaplarının soğutma performansı açısından buzdolabı soğutma kabininin termodinamik analizi önem kazanmaktadır. Bu çalışmada, tek kademeli difüzyon absorbsiyonlu soğutma çevrimi ile çalışan ve doğal taşınımlı alüminyum evaporatöre sahip bir mini buzdolabı (kısaca absorbe minibar olarak adlandırılmaktadır) kabini için hesaplamalı akışkanlar dinamiği (HAD) modeli sunulmuştur. HAD modelinin doğrulanması için deneysel bir çalışma gerçekleştirilmiştir. Deneysel doğrulanmış HAD modeli ile nümerik simülasyonlar gerçekleştirilmiş ve HAD simülasyonlarına dayanarak soğutma kabini enerji ve ekserji analizi gerçekleştirilmiştir. HAD simülasyonları ile deneysel sıcaklık ölçümleri arasında %3,6 ortalama mutlak hata yüzdesi tespit edilmiştir. Bu çalışmada, 2,471 W ile en yüksek transmisyon soğutma yükü kapı contasında olduğu görülmüştür. Diğer yandan, en yüksek entropi üretimin ise 0,028957 W/K ile evaporatörde olduğu sonucuna varılmıştır. Ele alınan absorbe mini buzdolabı soğutma kabininin toplam ekserji yıkımı ise 2,45 W olarak bulunmuştur.
Anahtar Kelimler: Difüzyon absorbsiyonlu buzdolabı, Nümerik simülasyon, Termodinamik analiz, Soğutma kabini, Enerji, Ekserji

ENERGETIC AND EXERGETIC INVESTIGATION OF ABSORPTION MINIBAR CABINET BY COMPUTATIONAL FLUID DYNAMICS METHOD

Abstract: Rapidly changing environmental factors and increasing energy needs worldwide are causing new solutions to be sought, especially in refrigeration systems. Absorption refrigeration systems offer advantages such as vibration-free and silent operation, working with environmentally friendly and natural fluids, and compatibility with renewable energy sources compared to vapor-compression refrigeration cycles. On the other hand, the coefficient of performance (COP) of absorption refrigeration systems is lower than vapor-compression cooling cycles. Therefore, thermodynamic analysis of refrigerator cabinets is getting importance in terms of the refrigeration performance of diffusion absorption refrigerators. In this study, a computational fluid dynamics (CFD) model is presented for a mini refrigerator (absorbed minibar) cabinet operating with a single-stage diffusion absorption refrigeration cycle and having a natural convection aluminum evaporator. An experimental study was carried out to verify the CFD model. Numerical simulations were performed with the experimentally validated CFD model, and cabinet energy and exergy analysis were performed based on CFD simulations. The average mean absolute error (MAE) percentage between CFD simulations and experimental temperature measurements was found to be 3.6%. In this study, the highest transmission cooling load was computed as 2.471 W in the door seal. It is found that the highest entropy generation was in the evaporator with 0.028957 W/K. The total exergy destruction rate of the absorption mini refrigerator cabinet was found to be 2.45 W.
Keywords: Diffusion absorption refrigerator, Numerical simulation, Thermodynamical analysis, Refrigerator cabinet, Energy, Exergy

GİRİŞ

Dünyada hızla değişen çevresel faktörler ve enerji ihtiyaçlarının çeşitliliği insanoğlunu yeni arayışlara sürüklemiştir. Absorbsiyonlu soğutma sistemlerinde (bir

diğer adıyla absorbe sistemler) kullanılan akışkanlar ozon tabakasını ve çevreyi koruması bakımından önem arz etmektedir. Absorbsiyonlu soğutma çevrimi ile çalışan soğutucu küçük kapasiteli buzdolapları (mini buzdolabı) kısaca absorbe minibar olarak anılmaktadır. Absorbe minibarlar, diğer soğutma sistemlerine göre enerji verimliliği düşük olmasına rağmen sessiz çalışma avantajı sağlamaktadır (Elegelmez, 2023). Diğer yandan, kompresör gibi hareketli parçalar içermemelerinden dolayı bakım bakım maliyetleri düşüktür. Bu avantajlar sayesinde, otel odaları ve araç içi soğutucular gibi birçok uygulama alanında yaygın kullanılmaktadır.

Termodinamiğin birinci kanunu enerjinin korunumu olarak da bilinmektedir. Birinci kanun enerjinin niceliği ile ilgilenirken enerjinin niteliği hakkında bir değerlendirmede bulunmamaktadır. Termodinamiğin ikinci kanunu ise enerjinin niteliği sorgulamakta ve bu niteliği analiz etmek için iyi bir araç olmaktadır. Bu çalışmada ele alınan absorbe minibar gibi ısıl sistemlerin analizinde birinci kanun analizi ile elde edilecek sonuçların değerlendirilmesi eksik değerlendirmeye neden olabilmektedir (Başaran *vd*., 2023). Bu nedenle birinci kanun analizi ile birlikte ikinci kanun analizinin de yapılması daha doğru sonuçlara ulaşılmasını sağlamaktadır (Başaran *vd*., 2021). Bu kapsamda, absorbe soğutma sistemlerinin enerji analizleri, COP ve ekserji üzerine yapılan çalışmalar literatürde mevcuttur.

Sahoo *vd*., 2004 NH_3-H_2O akışkanı kullanılan bir absorbe sistemin termodinamik ve eksergoekonomik analizlerini yapmışlardır. Ekserji analize termodinamiğin ikinci kanuna göre gerçekleştirilmiş ve enerji hesapları maliyet analizleri ile ilişkilendirilmiştir. Sistemin tüm elemanları için ekserji analizleri ve maliyet hesapları yapılarak %1,81 sistem yatırımı ile %14,50 maliyet iyileştirmesi yapılmıştır (Sahoo *vd*., 2004). Olcayer, 2005 iki kademeli absorpsiyon çevrimindeki tersinmezlikler performans ve ekserji analizleri ile hesaplanmıştır. Termodinamiğin birinci ve ikinci kanunlarından faydalanılmıştır. İki kademeli absorbe sistem NH_3-H_20 için örnek çalışma yapılmıştır (Olcayer, 2005). Saka, 2010 H20-LiBr karışımı kullanılan tek etkili bir absorbe sistem üzerinde termodinamik analizler yapılmıştır. Termodinamiğin birinci ve ikinci kanun analizleri kullanılarak ekserji hesaplamaları yapılmıştır. Eşanjörün sistem verimi üzerindeki etkileri incelenmiştir. Eriyik eşanjörün sisteme daha fazla katkı gösterdiği gözlemlenmiştir. Sistemin komponentleri üzerinde elde edilen entropiler karşılaştırılmış ve sonuç olarak en çok üretim kaynatıcıda gözlemlenmiştir (Saka, 2010). Yağcıoğlu, 2018 absorbe sistemlerde farklı akışkan tipleri için incelemeler yapmıştır. LiBr-H_2O, NH_3-H_2O, NH_3-$LiNO_3$ ve NH_3-NaSCN akışkan çiftleri için farklı bileşenler üzerinde ekserji analizleri yapılarak sonuçlar gözlemlenmiştir. LiBr-H_2O çiftinin performans değerlerinin diğer çiftlere göre daha verimli olduğunu tespit etmiştir. NaSCN etkinlik tesir katsayısının daha yüksek olduğunu gözlemlemiştir (Yağcıoğlu, 2018).

Literatür ele alındığında, absorbe sistemler üzerine yapılan çalışmalar daha çok absorbsiyonlu çevrim, çevrim bileşenleri ve sistem performansı üzerinedir. Enerji verimliliği açısından önem arz eden absorbe minibarın soğutma kabini üzerine kapsamlı bir çalışmaya rastlanmamıştır. Bu çalışmada, tek kademeli difüzyon absorbsiyonlu soğutma çevrimi ile çalışan absorbe minibar kabini için enerji ve ekserji analizi gerçekleştirilmiştir. Kabindeki entropi üretimi ve ekserji kaybının belirlenmesi için Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) analizleri gerçekleştirilmiştir. Bu amaç doğrultusunda bir HAD modeli sunulmuştur. Sunulan HAD modeli, deneysel olarak doğrulanmıştır.

YÖNTEMLER

Bu çalışmada, absorbe minibar deneysel ve nümerik olarak ele alınmıştır. Deneysel ölçümler ile nümerik model doğrulanmıştır. Nümerik analizden elde edilen veriler ile sistemin entropi üretim hızı hesaplanmıştır.

Enerji analizi

Absorbe minibarın kabin duvarlarında transmisyon soğutma yükü olarak tanımlanan ısı transferi söz konusu olmaktadır. Transmisyon yükü, sürekli rejim halindeki sistemde soğutulan ortamın duvar, zemin ve tavan kısımlarından kazanılan duyulur ısı olarak tanımlanmaktadır (ASHRAE, 2002). Transmisyon yükü aşağıdaki eşitlikle hesaplanmaktadır:

$$\dot{Q}_{transmisyon} = UA\Delta T \tag{1}$$

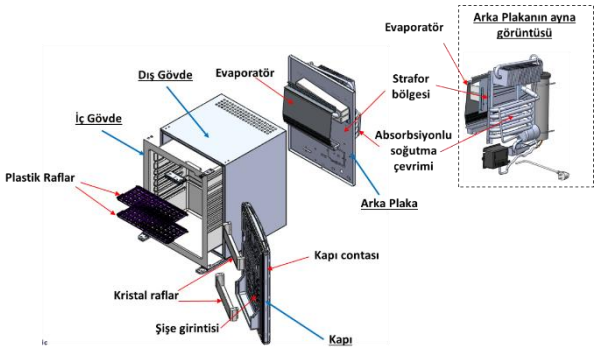
burada, A soğutulan hacmin toplam ısı transfer alanı, ΔT iç ve dış sıcaklık farkı ve U soğutulan hacim ile çevre arasındaki toplam ısı transfer katsayısıdır (Yamankaradeniz *vd*., 2009). Bu ısı transfer katsayısı aşağıdaki gibi yazılabilir:

$$U = \frac{1}{\frac{1}{h_{iç}} + \frac{x}{k} + \frac{1}{h_{dış}}} \tag{2}$$

burada, x toplam duvar kalınlığı, k duvar malzemesinin toplam ısıl iletkenliği, $h_{iç}$ iç ortam ısı taşınım katsayısı ve $h_{dış}$ dış ortam ısı taşınım katsayıdır.

Kabin iç ortam sıcaklığının çevre ortam sıcaklığından düşük olmasından dolayı çevreden iç ortama kabin duvarlarından sürekli rejimde ısı transferi meydana gelmektedir. Kabin duvarlarındaki ısı transfer hızlarının belirlenmesi için her yüzey için kabin duvarlarının toplam ısı transfer katsayısı (U) hesaplanmıştır. Eş. (2)'ye göre kabin duvarlarının toplam ısı transfer katsayısı duvarı oluşturan katmanların ısı transferi doğrultusundaki kalınlıklarına, duvar malzemelerin ısıl iletkenliklerine, iç ve çevre ortam ısı taşınım katsayılarına bağlıdır. Bu kapsamda, minibar kabin konstrüksiyonu Şekil 1'de verilmiştir.

Şekil 1'deki kabin konstrüksiyonuna göre kabin duvarlarındaki (sistem sınırları) toplam ısı transfer katsayısı Eş. (2) kullanılarak Tablo 1'de verildiği gibi hesaplanmıştır.



Şekil 1. Absorbe Minibar kabini genel konstrüksiyonu.

Tablo 1. Minibar kabin duvarlarının toplam ısı transfer katsayısı

Yüzey	Toplam ısı transfer katsayısı (W/m^2K)
Arka yüzey	0.379
Arka strafor yüzeyi	0.727
Kapı yüzeyi	0.632
Kapı şişe girintisi yüzeyi	0.529
Kapı conta	11.857
Sağ yüzey	0.402
Sol Yüzey	0.402
Alt yüzey	0.485
Üst yüzey	0.522

Ekserji Analizi

Absorbe minibar kabininin entropi üretimi, kabin yüzeylerindeki ısı transfer hızlarının kabin yüzey sıcaklıklarının oranıdır. Tüm yüzeylerdeki entropi üretiminin toplamı, kabinin entropi üretimini vermektedir. Kabin entropi üretim hızı Eş. (3)'te verilmiştir.

$$\dot{S}_{\text{üretim}} = \frac{\dot{Q}_{evap}}{T_{evap}} - \sum \frac{\dot{Q}_{duvar}}{T_{duvar}} \qquad (3)$$

burada, $\dot{Q}_{evap}$ ve T_{evap} sırasıyla evaporatör yüzeyindeki ısı transfer hızı ve yüzey sıcaklıklığıdır. $\dot{Q}_{duvar}$ ve T_{duvar} kabin duvarlarının yüzeyindeki transmisyon ısı yükü ve duvar yüzey sıcaklıklarını ifade etmektedir. Buna göre, kabin ekserji yıkımı Eş. (4)'de gösterilmiştir:

$$\dot{I}_{kabin} = \sum \dot{Q}_{duvar}\left(\frac{1-T_0}{T_{duvar}}\right) - \dot{Q}_{evap}\left(\frac{1-T_0}{T_{evap}}\right) \qquad (4)$$

Minibar iç ortamından ısı, evaporatör aracılığıyla absorbsiyonlu soğutma çevrimine aktarılmaktadır. Ele alınan sistemde, doğal taşınımlı alüminyum plaka evaporatör olarak kullanılmaktadır. Sistemin çalışması sırasında evaporatörün sıcaklığı düşmekte, iç ortam havası ile evaporatör arasında bir sıcaklık farkı oluşmaktadır. Bu sıcaklık farkı ile iç ortam havasından evaporatöre ısı transfer gerçekleşmektedir. Bu sayede, iç ortamda soğutma ektisi yaratılmaktadır. Diğer yandan, soğutma ile iç ortam havasının sıcaklığının çevre sıcaklığının altına düşmesi nedeniyle çevreden iç ortama ısı transferi gerçekleşmektedir. Çevreden soğutulan ortamın duvarları boyunca iç ortama transfer olan bu ısı, transmisyon soğutma yükünü doğurmaktadır. Bu ısıl etkileşimler minibar iç ortamında farklı sıcaklık dağılımlarına ve yüzey sıcaklıklarına neden olmaktadır. Aynı zamanda, Eş. 3'te ifade edildiği üzere bu durum, minibar iç ortamında bir entropi üretimine neden olmaktadır. Minibar kabin iç ortamı düşünüldüğünde, soğutulan kabinin duvarları sistem sınırları, transmisyon yükleri sınırdaki ısı transfer etkileşimlerini, soğutulan kabinin duvar sıcaklıkları ise sınır sıcaklıklarını ifade etmektedir. Önceki çalışmalarda, ele alınan absorbe minibara benzer sistemlerin analizinde, ısının transferinin olduğu sistem sınırı sıcaklıkları, genellikle bir termokupl ile noktasal olarak belirlenmektedir. Yüzeyin bir noktasında belirlenen bu sıcaklık, yüzeydeki sıcaklık dağılımı ihmal edilerek yüzey sıcaklığı olarak kabul edilmektedir. Bu çalışmada, diğer çalışmalardan farklı olarak soğutulan kabin yüzey sıcaklıkları ve sıcaklık dağılımları deneysel olarak doğrulanmış HAD yöntemleri ile belirlenmiş ve nümerik simülasyon sonuçları soğutulan kabinin entropi üretim hesaplamalası için kullanılmıştır. Böylece, ekserji analizi HAD simülasyonları ile desteklenmiş ve soğutma kabininin yüzeylerinin sıcaklık dağılımı entropi üretim hesaplamasına dahil edilmiştir.

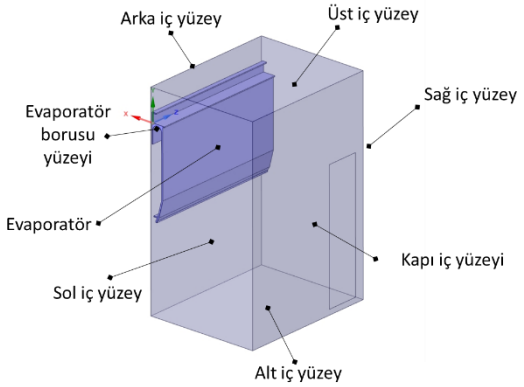
HAD Analizi

HAD simülasyonları için soğutulan kabin iç ortamı ve evaporatör hesaplama geometrisi (domain) olarak seçilmiştir. Kabin iç yüzeyleri ile evaporatörün montajlandığı evaporatör borusu sistemin sınırlarını oluşturmaktadır. Hesaplama geometrisinin görünümü Şekil 2'de verilmiştir. Şekil 2'de görüldüğü üzere evaporatörde hesaplama bölgesine dahil edilmiş ve evaporatördeki ısı iletimi dikkate alınmıştır. Şekil 2'de kabin iç ortamı sınırları kapı iç yüzeyi, arka iç yüzey, sağ iç yüzey, sol iç yüzey, alt iç yüzey ve üst iç yüzey ile evaporatör borusu yüzeyi olarak gösterilmiştir. Kapı iç yüzeyi, minibar iç ortamının kapı tarafından sınırlanan yüzeyini; arka iç yüzey, sağ iç yüzey, sol iç yüzey, alt iç yüzey ve üst iç yüzey minibar iç ortamının ana gövde tarafından sınırlanan yüzeylerini ifade etmektedir. Evaporatör borusu yüzeyi ise ASS tarafından soğutmanın yapıldığı yüzeydir. Evaporatör borusuna, evaporatör montajlanarak ısı transfer yüzey alanı arttırılmaktadır. Isı iç ortamdan taşınım ile evaporatör yüzeyine, iletim ile evaporatörden evaporatör boruna aktarılmaktadır.

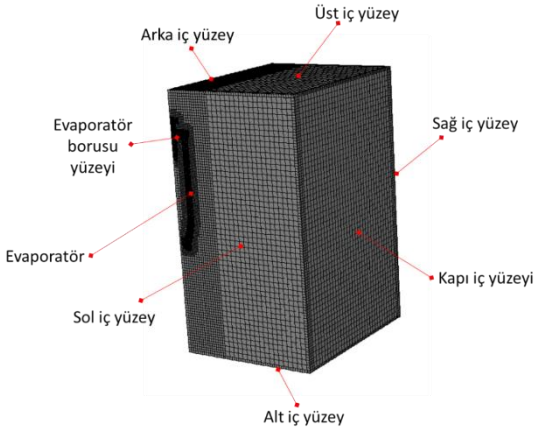
Hesaplama geometrisi için Şekil 3'te verilen ve 2.200.000 eleman içeren çözüm ağı (mesh) oluşturulmuştur. İç yüzeylerdeki transmisyon ısı transferi ve evaporatördeki ısı transfer olguları dikkate alınarak çözüm ağı yapısı oluşturulmuştur.

HAD simülasyonları için sonlu hacimler nümerik metoduna dayanan ve bir tür HAD yazılımı olan Ansys FLUENT 19.3 (ANSYS, 2019) kullanılmıştır. Absorbe minibar kabin içi 12 ºC sıcaklıkta sabit tutulmaktadır. Bu nedenle, minibar kabini içerisinde 12 ºC sıcaklıkta sabit

termofiziksel özelliklere sahip (yoğunluk hariç) hava bulunmaktadır.



Şekil 2. Hesaplama geometrisi (Computational domain).



Şekil 3. Hesaplama geometrisi çözüm ağı (mesh) genel gösterimi.

Doğal taşınımda akış rejimi, akışkan üzerine etkiyen kaldırma kuvvetinin viskoz kuvvete oranı olan Grashof (Gr) sayısı ile belirlenmektedir. Doğal taşınımda laminer akıştan türbülanslı akışa geçiş, Gr sayısının 10^8 ve 10^9 değerleri arasındadır. Doğal taşınımda laminer akıştan türbülanslı akışa geçiş kullanılan diğer bir boyutsuz sayısı Rayleigh (Ra) sayısıdır. Laminer akıştan türbülanslı akışa geçiş bölgesi Ra sayısının $4x10^8$ ve $6x10^{10}$ değerleri arasındadır (Çengel ve Ghajar, 2014). Hesaplanan Gr ve Ra sayıları Tablo 2'de sunulmuştur. Tablo 2'ye göre, Gr ve Ra sayısı 10^9'dan küçüktür ve bu nedenle minibar içerisinde hava laminer akış rejimindedir. Bu kapsamda, kabin iç ortamı sürekli rejimde üç boyutlu laminer akışlı doğal taşınım olarak simüle edilmiştir. Kabin içindeki havanın yoğunluk değişiklikleri Boussinesq yaklaşımı ile modellenmiştir. Viskoz ısı kayıpları ve sıkıştırılabilirlik ihmal edilmiştir.

Tablo 2. Minibar kabin içi ortam havası için boyutsuz parametreler

Yer çekimi ivmesi	Gr	Gr/Re	Ra
(m/s^2)	(-)	(-)	(-)
9,81	$8,15x10^6$	$2,04x10^8$	$5,78x10^6$

Ek olarak, nümerik simülasyonun yönetici denklemleri olan üç boyutlu akış için süreklilik, momentum ve enerji denklemleri sırasıyla Eş. (5)-(7) arasında verilmiştir:

$$\nabla . V = 0 \tag{5}$$

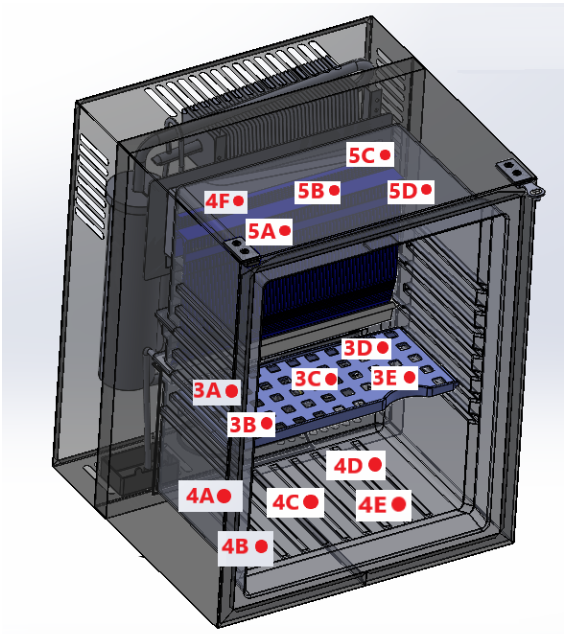
$$(\nabla . V)V = -\frac{1}{\rho}\nabla P + v\nabla^2 V - g\beta(T - T_0)k \tag{6}$$

$$(\nabla . V)T = \alpha\nabla^2 T \tag{7}$$

burada, T_0 referans sıcaklığıdır.

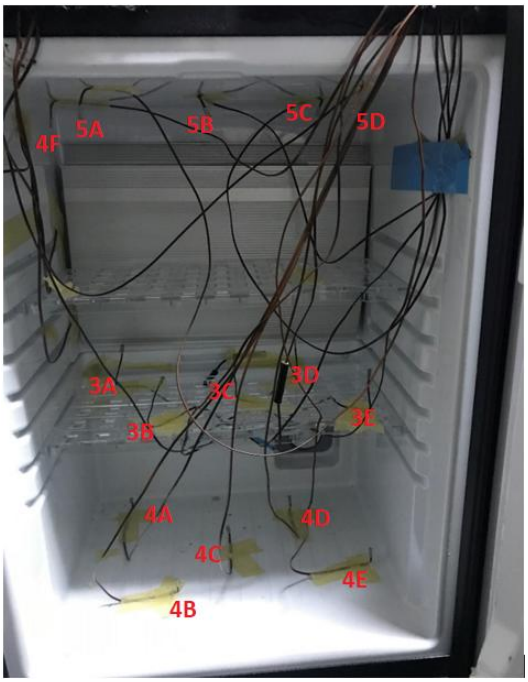
Deneysel Doğrulama

Daha önce ifade edildiği gibi, kabindeki entropi üretiminin belirlenmesi için HAD simülasyonları gerçekleştirilmiştir. HAD simülasyon modelinin doğrulanması için kabin içerisinde sıcaklık ölçümleri gerçekleştirilmiştir. Kabin içerisindeki sıcaklık ölçümleri 15 noktadan termokupllar ile gerçekleştirilmiştir. Termokupların kabin içerisindeki konumları Şekil 4'te verilmiştir. Ele alınan minibar kabini 3 raflıdır. Her rafa 5 adet termokupl gelecek şekilde yerleşim yapılmıştır. Termokupların absorbe minibar kabinine yerleşimi Şekil 5'te verilmiştir.



Şekil 4. Hesaplama geometrisi çözüm ağı (mesh) genel gösterimi.

Bu çalışmada gerçekleştirilen deneysel çalışmalar, iklimlendirilmiş odada gerçekleştirilmiştir. Deneysel çalışmalarda, minibar iç ortamı 12 °C sabit sıcaklığa, çevre ortam olan iklimlendirilmiş oda ise 25 °C sabit sıcaklığa ayarlanmıştır. Diğer yandan, minibarın arka yüzünde bulunan absorpsiyonlu soğutma çevriminin kondenserinden atılan ısı sebebiyle arka yüzeydeki hava sıcaklığı 27 °C olarak belirlenmiştir. Aynı zamanda, minibarın tabanında (alt yüzeyin dış kısmı) 24 °C'lik bir ortam sıcaklığı ölçülmüştür.



Şekil 5. Soğutulan kabinin sıcaklık ölçüm noktaları

BULGULAR VE TARTIŞMA

Bu çalışmada, tek kademeli difüzyon absorbsiyonlu soğutma çevrimi ile çalışan ve doğal taşınımlı alüminyum evaporatöre sahip bir absorbe minibar kabini için HAD modeli sunulmuştur. HAD modelinin doğrulanması için deneysel bir çalışma gerçekleştirilmiştir. Deneysel doğrulanmış HAD modeli ile nümerik simülasyonlar gerçekleştirilmiş ve kabin içi sıcaklık dağılımları belirlenmiştir. Simülasyon sonuçlarına göre soğutma kabininin entropi üretimi ve ekserji yıkımları incelenmiştir.

Duvarlardan olan ısı transfer hızları (transmisyon soğutma yükü, Eş. (1)) ve toplam soğuma yükü (evaporatörden çekilen ısı transfer hızı) Tablo 3'de verilmiştir. Tablo 3'de görüldüğü üzere toplam soğutma kapasitesi 8,08 W olarak belirlenmiştir. Evaporatör borusunun yüzey alanı 0,025 m^2'dir. Bu durumda, sistemin diğer sınırı olan evaporatör borusundaki ısı transfer akısı -323,2 W/m^2 olarak belirlenmiştir. Tablo 3'e göre, 2,471 W ile en yüksek transmisyon soğutma yükü kapı contasında olduğu görülmüştür. Kapı contasının yüzey alanı küçük olmasına rağmen contadaki yüksek ısı akısı yüksek ısı transfer hızına neden olmuştur. Bu durumun temel sebebi contanın toplam ısı transfer katsayının yüksek olmasıdır. Bu durum, contadaki ısıl direncin düşük olduğunun göstergesidir. Kapı contasını, 1,443 W transmisyon soğutma yükü ile kapı yüzeyi takip etmektedir. Kapı yüzeyinin ısı transfer alanı kabinin diğer duvarlarına göre yüksektir. Bu durum, kapıda yüksek transmisyon yükü oluşmasına neden olmuştur.

Tablo 3. Kabin duvarlardan olan ısı transfer hızları, infiltrasyon ve toplam soğuma yükü.

Yüzey	U [W/m^2K]	Yüzey alanı [m^2]	Isı akısı [W/m^2]	$\dot{Q}$ W
Kapı yüzeyi	0,632	0,175576	8,217	1,443
Şişe girintisi	0,529	0,028728	6,873	0,197
Kapı conta	11,857	0,016032	154,143	2,471
Arka yüzey	0,379	0,123017	5,682	0,699
Strafor yüzeyi	0,727	0,031125	10,909	0,340
Sol Yüzey	0,402	0,116146	5,223	0,607
Sağ yüzey	0,402	0,116146	5,223	0,607
Üst yüzey	0,522	0,081476	6,780	0,552
Alt yüzey	0,485	0,081674	5,824	0,476
İnfiltrasyon		0,000712	966,292	0,688
			Toplam:	8,08

Bu çalışmada ele alınan HAD modelini doğrulamak için simülasyon sonuçları ile deneysel ölçümler karşılaştırmalı ele alınmıştır. Şekil 4'te verilen termokupl noktalarının aynı lokasyondaki HAD sıcaklıkları karşılaştırılmıştır. Karşılaştırmalar Tablo 4'te sunulmuştur. Simülasyon sonuçları ile deneysel ölçümlere göre sıcaklık dağılımları karşılaştırıldığında, simülasyon sonuçlarının deneysel sonuçlarla uyumlu olduğu görülmektedir. Bununla birlikte, simülasyon sıcaklıkları ile deneysel sıcaklıkları arasındaki Ortalama Mutlak Hata Yüzdesi (Mean Absolute Error-MAE) değeri %3,6 olarak hesaplanmıştır. HAD modeli ile gerçekleştirilen simülasyonu, %3,6 gibi kıyasla düşük bir hata oranı ile sıcaklıkları tahmin ettiği görülmektedir.

Tablo 4. HAD simülasyon sıcaklıkları ile deneysel ölçümlerin karşılaştırması

	Nokta	Simülasyon Sıcaklığı (°C)	Deneysel ölçülen sıcaklık (°C)
Kabin Alt Bölge	4A	10,1	11,9
	4B	10,0	12,3
	4C	10,0	11,5
	4D	9,0	11,8
	4E	10,0	12,3
Kabin Orta Bölge	3A	11,7	12,3
	3B	11,7	12,6
	3C	11,6	12,4
	3D	11,4	12,1
	3E	11,4	12,5
Kabin üst Bölge	4F	15,9	13,4
	5A	19,4	14,7
	5B	19,2	13,9
	5C	19,3	13,9
	5D	19,3	15,4
Ortalama sıcaklıklar		**13,3**	**12,9**
Ortalama Mutlak Hata Yüzdesi (%) $MEA = \frac{\lvert T_{den} - T_{sim} \rvert}{T_{den}} \times 100$		**% 3,6**	

Deneysel doğrulanmış HAD simülasyonlarından kabin duvarlarının (sistem sınırlarının) sıcaklıkları belirlenmiştir. Buna göre, kabin duvarlarının ortalama yüzey sıcaklıkları, yüzeylerdeki ısı transfer hızları ve entropi üretimi (Eş. (2)) Tablo 5'te verilmiştir. Tablo 5'e göre, absorbe minibar kabinin toplam entropi üretimi 0,003537 W/K'dir. Kabin içindeki en yüksek entropi üretimi 0,028957 W/K ile evaporatörde gerçekleşmiştir. Kabin duvarlarında ele alındığında, en yüksek entropi üretiminin kapı contasında olduğu Tablo 5'te görülmektedir. Diğer yüzeylere göre evaporatördeki yüksek ısı transfer hızı ve düşük yüzey sıcaklığı yüksek entropi üretim hızı ile sonuçlanmıştır.

Tablo 5. HAD simülasyon sıcaklıkları ile deneysel ölçümlerin karşılaştırması

Yüzey	$\dot{Q}_{duvar}$ (W)	T_{duvar} (°C)	$\dot{Q}_{duvar}/T_{duvar}$ (W/K)
Kapı yüzeyi	1,443	16,107	0,004988
Şişe girintisi	0,197	18,632	0,000677
Kapı conta	2,471	23,688	0,008325
Arka yüzey	0,699	12,791	0,002445
Strafor yüzeyi	0,340	5,563	0,001218
Sol Yüzey	0,607	14,465	0,002109
Sağ yüzey	0,607	14,453	0,002109
Üst yüzey	0,552	21,566	0,001874
Alt yüzey	0,476	10,941	0,001674
			$\sum \frac{\dot{Q}_{duvar}}{T_{duvar}}$ =0,02542

Yüzey	$\dot{Q}_{evap}$ (W)	T_{evap} (°C)	$\dot{Q}_{evap}/T_{evap}$ (W/K)
Evaporatör	8,08	5,867	0,028957
			$\dot{S}_{\text{üretim,kabin}} = \frac{\dot{Q}_{evap}}{T_{evap}} - \sum \frac{\dot{Q}_{duvar}}{T_{duvar}}$ =0,03537

Ekserji yıkım hızı, entropi üretim hızının ölü durum sıcaklığı ile çarpımıdır. Başka bir ifadeyle, entropi üretimi ekserji yıkımıyla doğru orantılıdır. Ekserji yıkımı Eş. (4) ile belirlenebilmektedir. Bu kapsamda, kabin duvarlarından olan ekserji yıkım hızı 1,05 W iken evaporatörden olan ekserji yıkım hızı 1,40 W olarak hesaplanmıştır. Absorbe minibar kabinin toplam ekserji yıkımı ise 2,45 W'dır. Önceki çalışmalarda, ele alınan absorbe minibarın toplam ekserji girdisi 62 W; toplam ekserji çıktısı 15,42 W olarak belirlenmiştir. Bu durumda, absorbe minibarın toplam ekserji yıkımı 17,42 W olmaktadır. Buna göre, toplam ekserji yıkımının yaklaşık %14,1'i kabinde yok olmaktadır.

SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Absorbe minibarlar için soğutulan kabin önemli bir bileşendir. Bu çalışmada, termodinamiğin birinci kanuna göre absorbe minibar kabininin enerji analizi gerçekleştirilmiştir. Kabinin ekserjitik incelemesi termodinamiğin ikinci kanuna göre yapılmıştır. Entropi üretiminin hesaplanması için bir nümerik model önerilmiş ve model deneysel olarak doğrulanmıştır. Doğrulanan nümerik model ile soğutulan kabinin entropi üretim ve ekserji yıkım hızı belirlenmiştir. Bu çalışmada varılan sonuçlar aşağıda listelenmiştir.

- Absorbe minibarın kabin üzerinden alınan ölçümler ile önerilen HAD modeli doğrulanmıştır. Soğutulan kabinin alt, orta ve üst bölgesindeki 15 farklı noktadan alınan sıcaklık ölçümleri ile HAD simülasyonun elde edilen sıcaklıklar karşılaştırılmıştır. Deneysel ve nümerik sıcaklıklar arasında ortalama mutlak hata yüzdesi (Mean absolute error-MAE) %3,4 olarak tespit edilmiştir.
- Ele alınan minibar gibi buzdolabı kabinlerinin entropi üretim hızının belirlenmesinde, doğrulanmış HAD modelleri ile duvar sıcaklık dağılımlarına yer verilmesinin noktasal termokupl ölçümleri göre daha etkin bir yol olduğu sonucuna varılmıştır.
- Absrobe minibarın evaporatöründe kabinin toplam 2,45 W'lık ekserji yıkımının yaklaşık %57,1'i olan 1,40 W'lık ekserji yıkımı olduğu tespit edilmiştir. Buna bağlı olarak, kabin içinde yüksek ısı akısına sahip yüzeylerin yüksek entropi üretimi ve entropi üretimine bağlı olarak yüksek ekserji yıkımına neden olduğu sonucuna varılmıştır.
- Isı transfer katsayısının yüksek olduğu kabin duvarlarında yüksek transmisyon yükleri ve buna bağlı yüksek duvar sıcaklıklarının olduğu görülmüştür. Ele alınan absorbe minibarda bu durum kapı contasında tespit edilmiştir. Kapı contasında transmisyon yükünü azaltmaya yönelik iyileştirimelerin enerji ve ekserji verimliliğini arttırabileceği sonucuna varılmıştır.

SEMBOLLER

A	Isı transfer alanı (m^2)
g	Yer çekimi ivmesi (m/s^2)
Gr	Grashof sayısı
HAD	Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği
h	Isı taşınım katsayısı ($W/m^{2o}C$)
$\dot{I}$	Ekserji yıkım hızı (W)
k	Isı iletim katsayısı (W/m^oC)
MAE	Mean Absolute Error (Ortalama Mutlak Hata, %)
P	akışkan basıncı (Pa)
Ra	Rayleigh Sayısı
$\dot{S}_{\text{üretim}}$	Entropi üretim hızı (W/K)
T_{duvar}	Duvar yüzey sıcaklığı (°C)
T_{evap}	Evaporatör yüzey sıcaklığı (°C)
T_0	Ölü hal sıcaklığı, referans sıcaklık (K)
$\dot{Q}_{evap}$	Evaporatör ısı transfer hızı (W)
$\dot{Q}_{duvar}$	Duvar ısı transfer hızı (W)
U	Toplam ısı tranfer katsayısı ($W/m^{2o}C$)
V	Kabin içi hava hızı (m/s)
ΔT	İç ve dış ortam arası sıcaklık farkı (°C)

Yunan sembolleri

α Isıl Yayılım Katsayısı (cm^2/s)
β Hacimsel Genleşme Katsayısı (1/K)
ρ Yoğunluk (kg/m^3)
ν Kinematik vizkozite (m^2/s)

TEŞEKKÜR

Deneysel doğrulama çalışmaları sırasında deney düzeneğinin kurulması, iklimlendirme odasının kullanımı, verilerin toplanması aşamalarında bu çalışmayı destekleyen ve her türlü imkanı sağlayan ISM Makine Elektrik San. ve Tic. A.Ş, ISMART Tasarım Merkezi personeli ve yöneticilerine teşekkürlerimizi sunarız.

KAYNAKLAR

ANSYS® FLUENT 19.3, 2019. Ansys: Canonsburg, PA, USA.

ASHRAE (American Society of Heating, Refrigerating and Air-conditioning Engineers), 2002, *ASHRAE Refrigeration Handbook*, Atlanta, GA:ASHRAE Inc.

Başaran, A., Yılmaz, T. and Çivi, C., 2023. Experimental investigation and evaluation of the thermodynamical performance of a novel hybrid design for milk pasteurization. *Ther.l Sci. and Eng. Pr.*, *44*, p.102028.

Başaran, A., Yılmaz, T., Azgın, Ş.T. and Çivi, C., 2021. Comparison of drinking milk production with conventional and novel inductive heating in pasteurization in terms of energetic, exergetic, economic and environmental aspects. *Jour. of Cl. Prod.*, *317*, p.128280.

Cengel, Y.A. and Ghajar, A.J., 2014. *Heat and Mass Transfer (in SI units)*. Mcgraw-Hill Education-Europe, London.

Elegelmez, M., 2023, *Absorbsiyonlu Soğutma Yapılan Bir Mini Buzdolabının Hesaplamalı Akışkan Dinamiği Destekli Ekserji Analizi*. YL Tezi, Manisa Celal Bayar Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Makine Mühendisliği, Manisa, Türkiye.

Olcayer, A., 2005, *İki Kademeli NH_3-H_2O Absorbsiyonlu Soğutma Sistemlerinde Performans ve Ekserji Analizleri*. YL Tezi, Yıldız Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul, Türkiye.

Sahoo, P. K., Misra, R. D., Gupta, A., Sahoo, P.K., Misra, R.D., Gupta, A. Exergoeconomic Optimisation Of An Aqua-Ammonia Refrigeration System. *Int. Jour. of Ex.*, 2004, Vol. 1 (No. 1), 82-93.

Saka, K. 2010, *Tek Kademeli Absorbsiyonlu Soğutma Sisteminin Termodinamik Analizi*. YL Tezi, Uludağ Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Makine Mühendisliği, Bursa, Türkiye.

Yağcıoğlu, K.Ç., 2018, *Absorbsiyonlu Bir Soğutma Sisteminde Farklı Soğutucu Akışkanlar İçin Termodinamik ve Ekserji Analizi*. YL Tezi, Necmettin Erbakan Üniversitesi, Makine Mühendisliği, Konya, Türkiye.

Yamankaradeniz, R., Horuz, İ., Kaynaklı, Ö., Coşkun, S., Yamankaradeniz, N., 2009, *Soğutma Tekniği ve Isı Pompası Uygulamaları*. Dora Yayınları, Bursa.

ULIBTK'25 Uluslararası Katılımlı 25. Isı Bilimi ve Tekniği Kongresi

10-12 Eylül 2025, ADANA

EVALUATİON OF WATER-SOURCE VRF SYSTEMS İN TERMS OF PERFORMANCE AND APPLİCABİLİTY

Harun YALIN*, Orhan KEKLİKCİOĞLU*
*Erciyes University, Faculty of Engineering, Department of Mechanical Engineering
38280 Talas, KAYSERİ, harunyalin2@gmail.com, keklikcioglu@erciyes.edu.tr

Abstract: Air conditioning systems constitute a significant portion of global energy consumption. In countries located in the Mediterranean climate zone such as Turkey, Greece, Italy, and Spain the demand for cooling increases markedly during the summer months due to both individual usage and the onset of the tourism season. This rising demand often leads to high electrical loads, occasionally exceeding system capacity and resulting in power outages. Accordingly, the Coefficient of Performance (COP) of HVAC systems has become a critical criterion for system selection and energy efficiency. To reduce electricity consumption, engineering practices must prioritize the use of more efficient cooling technologies. In this context, water-source Variable Refrigerant Flow (VRF) systems present a promising alternative to conventional air-source systems. Especially in high-capacity coastal facilities with easy access to seawater such as those along the Mediterranean shoreline water-source VRF systems may offer notable performance advantages. Additionally, the use of well water, ponds, and rivers may also be considered, provided that environmental sustainability is ensured. This study presents a comprehensive review of water-source VRF systems, drawing upon both implemented projects and scientific literature. The systems are analyzed with respect to their COP values, energy efficiency, and practical advantages. Furthermore, a comparative evaluation is conducted against air-cooled VRF systems, focusing on performance differences and application scenarios..

Keywords: Variable Refrigerant Flow (VRF), air conditioning, energy efficiency, sustainable cooling systems.

1. INTRODUCTION

Within the scope of this study, existing research on water-source Variable Refrigerant Flow (VRF) systems in the literature will be examined and evaluated in terms of performance and applicability. Air conditioning systems constitute a significant portion of global electricity consumption. As illustrated in Figure 1, electricity consumption worldwide has been steadily increasing year by year.

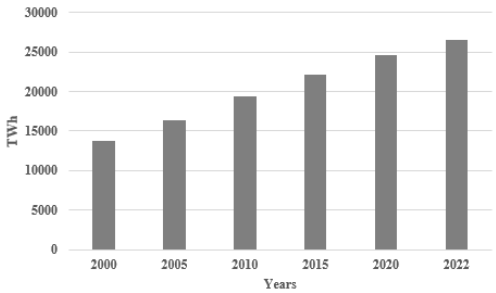


Figure 1. Global electricity consumption between 2000 and 2022 (Statista, 2025).

Air conditioning accounts for a significant share of the world's total electricity consumption. Figure 2 presents the amount of electricity consumed globally in the field of air conditioning.

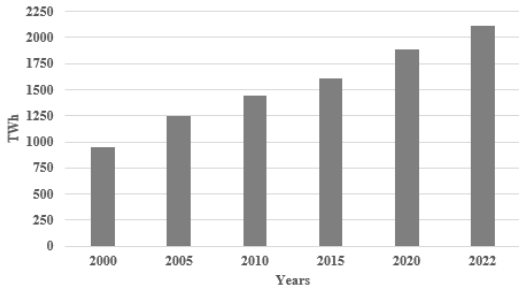


Figure 2. Global electricity consumption for air conditioning between 2000 and 2022 (Our World in Data, 2025).

An analysis of global electricity consumption for air conditioning reveals that it accounts for approximately 8% of total electricity consumption worldwide. Therefore, it is crucial to consider energy efficiency in the design of air conditioning systems and to prioritize the implementation of high-efficiency solutions.

1.1. Heat pump systems

During winter, heat pump systems operate by transferring heat from the atmosphere to the indoor environment. Additionally, under summer conditions, heat pumps can be utilized as cooling devices to provide air conditioning. The most critical performance indicator of heat pumps is the Coefficient of Performance (COP). Heat pumps can be

considered a typical application of the refrigeration cycle (Doğan, 2009).

Heat pumps can be categorized as air-source, water-source, and ground-source systems, depending on the application environment and available resources. In air-source heat pumps, the ambient air is used as the primary energy source. Compared to water- and ground-source systems, air-source heat pumps have lower initial investment costs, which makes them widely preferred in HVAC applications. Although water-source heat pumps involve higher investment and maintenance costs, their high efficiency leads to reduced operational expenses, allowing the initial investment to be recovered over the long term. Ground-source heat pumps are the least commonly used type due to their high upfront costs and complex maintenance requirements (Aydın, 2023).

1.2. Air-cooled VRF systems

Air-cooled VRF systems operate based on a refrigeration cycle composed of indoor and outdoor units. During cooling mode, they extract heat from the indoor environment and release it outdoors, whereas in heating mode, they absorb heat from the atmosphere and transfer it indoors. One of their key features is the ability to connect multiple indoor units of various types to a single outdoor unit. Additionally, thanks to variable refrigerant flow technology, air conditioning can be reduced or deactivated in zones or during hours where thermal conditioning is not required. These systems are particularly advantageous in applications where architectural aesthetics are prioritized, such as ceiling-mounted installations on construction sites. An example of an air-cooled VRF system is presented in Figure 3.



Figure 3. Air-cooled VRF systems (Tesisat, 2025).

1.3. Water-source VRF systems

Water-source VRF systems are generally more efficient than air-cooled VRF systems due to the lower temperature and higher thermal conductivity of water sources. Although their use is limited in areas with potable water due to environmental sustainability concerns, they offer a viable alternative for design engineers in facilities located near rivers, streams, lakes, or seas. In particular, the construction of intake and discharge wells in bays and coastal cliffs with seawater access can facilitate implementation. For large-scale facilities such as hotels, restaurants, or business centers, a water source survey should be conducted prior to system design. In air-cooled systems, the heat extracted from the indoor environment is released into the atmosphere via the outdoor unit. In contrast, water-source systems discharge heat into the water source rather than the atmosphere. Additionally, water-source VRF systems typically operate more quietly than air-cooled alternatives. Another significant advantage is that, since outdoor units do not require exposure to open air, they can be installed in unused indoor spaces such as storage rooms, providing further architectural flexibility. An example of a water-source VRF system is presented in Figure 4.

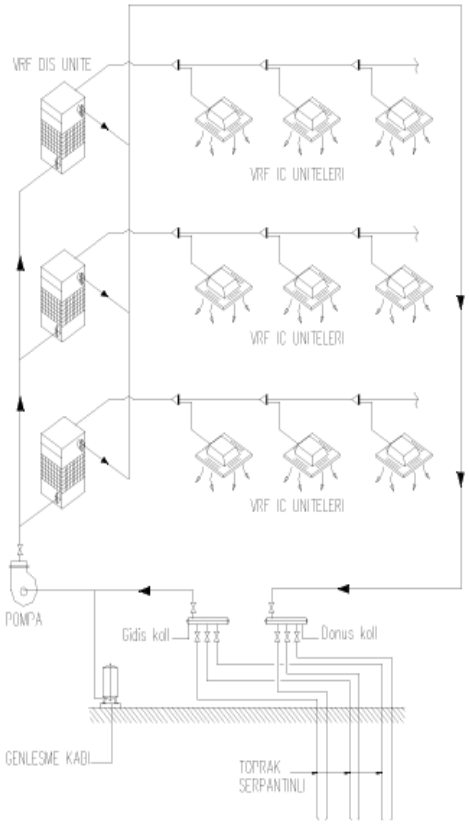


Figure 4. An example of a water-source VRF system (Doğan, 2009).

1.4. COP and Efficiency

The most critical parameter to consider in a heat pump or refrigeration system is the Coefficient of Performance (COP). A higher COP value is generally desired to ensure greater energy efficiency.

For a refrigeration system, the Coefficient of Performance (COP) is defined as;

$$COP_{SM} = \frac{Q_L}{W_{net,g}} \quad (1)$$

Here, Q_L represents the amount of heat extracted from the cooled space, and $W_{net,g}$ denotes the required net work input.

For a heat-pump system, the Coefficient of Performance (COP) is defined as;

$$COP_{IP} = \frac{Q_H}{W_{net,g}} \quad (2)$$

Here, Q_H represents the amount of heat delivered to the heated space, and $W_{net,g}$ denotes the required net work input.

In refrigeration systems, COP values can reach as high as 6 – 7, implying that six to seven units of cooling are produced for every unit of electrical energy consumed. Consequently, design efforts prioritize configurations with the highest achievable COP (Çengel & Boles, 2013).

1.5. Design of Water-Source VRF Systems

The first step in the design process is to determine the city and specific location of the project. For water-source VRF systems, the initial priority is identifying a suitable water source. If no appropriate water source is available near the building, alternative solutions such as air-cooled VRF systems or systems equipped with cooling towers may be considered. Based on the outdoor design temperatures of the project's location, heating and cooling load calculations are carried out for the building. Once these calculations are completed, the total HVAC loads are determined and the system design is developed accordingly. At this stage, the conditioned zones are identified, and appropriate types of indoor units are selected for each zone. These indoor units may include wall-mounted, cassette-type, or ducted models. Following the selection of indoor units, the copper piping layout is finalized.

In water-source VRF systems, outdoor units can be installed in suitable indoor spaces such as storage rooms or mechanical equipment rooms. Water extracted from the source is delivered to the outdoor units via pumping systems. An important consideration at this stage is material selection—if the water source is corrosive, such as seawater, all system components must be resistant to corrosion.

2. MATERIAL AND METHOD

A review of the literature on water-source VRF systems reveals that some studies have been conducted experimentally, while others are theoretical in nature.

Doğan (2009) examined a water-source VRF system installed in a four-story shopping mall in Antalya, which included retail and fast-food areas. His study was conducted experimentally, evaluating the system's performance in both summer and winter operational modes using actual field data.

V. Güler et al. (2019) investigated a 360-room training hotel located in Alanya, Antalya, where a water-source VRF system had been implemented. They reported a total cooling load of 2200 kW and conducted a thermodynamic analysis of the seawater-based VRF system, proposing it as an alternative to conventional cooling systems for such large-scale hotel applications.

Çölaşan (2013) carried out a theoretical study comparing the efficiency of air-cooled and water-source VRF systems, highlighting the respective advantages and disadvantages of each configuration.

Alkan et al. (2017) conducted a comparative study on five different HVAC systems designed for a sample building with a total floor area of 11,000 m² in Istanbul. The systems were modeled in 3D using Revit software, and heating/cooling load calculations were performed using the Hourly Analysis Program (HAP). Among the compared systems, VRF technology was included and its advantages were assessed relative to the others.

C. Vidinlioğlu & Cimşit (2023) investigated the applicability and design criteria of water-source heat pump systems. Their study included both energy and exergy analyses for summer and winter operations. They also calculated the COP values for both seasons and evaluated how the system's COP was affected under varying conditions.

A review of international literature shows that studies on water-source VRF systems have largely focused on systems involving cooling towers and chillers. There are relatively few studies in which a water source is used directly in conjunction with VRF outdoor units. Therefore, water-source VRF systems present a promising research area for international journals..

Sanjivy et al. (2023) investigated the use of deep-ocean water in cooling systems and evaluated the performance of a 2.4 MW installation in the French coastal village of Brando. Their experimental study compared the COP values with those of conventional air-cooled systems and highlighted the positive environmental impact by analysing the system's carbon-emission profile.

Eggimann et al. (2023) assessed the potential for lake-source cooling in Europe, focusing on heat-pump applications located near residential areas. Their findings quantified the continent-wide savings and cooling capacity that could be realised through such lake-based systems..

3. RESULTS AND DISCUSSION

Doğan (2009) emphasized the significant electrical efficiency advantage of water-source VRF systems over air-cooled alternatives. In his study, he compared the electricity consumption for cooling loads during the summer season. According to his findings, in the month of August, the water-source VRF system consumed 131,024 kWh of electricity to deliver 881,469.20 kWh of cooling. In contrast, an air-cooled VRF system would require 265,290.74 kWh of electricity to provide the same amount of cooling. These results indicate that the water-source VRF system is approximately twice as efficient as the air-cooled system. Another highlighted advantage of water-source VRF systems is their ability to transfer heat extracted from cooling-demand zones, such as fast-food areas, to zones requiring heating during winter operation, thus enhancing overall system efficiency.

In a study parallel to this, V. Güler et al. (2019) experimentally analyzed a seawater-based VRF system installed in Alanya, Antalya, and evaluated the overall exergy efficiency of the system. The results indicated that the highest exergy destruction occurred in the seawater heat exchanger, Bernoulli filter, and secondary circuit circulation pumps, while the lowest exergy destruction was observed in the VRF units. The total exergy efficiency of the seawater-source VRF system was calculated to be 66.5%.

Çölaşan (2013) reported that the COP values of water-cooled VRF systems can reach up to 5, and emphasized that maintenance and operational costs are lower

compared to systems such as fan-coil units. Furthermore, he noted that water-source VRF systems have a long economic lifespan, low carbon emissions, and are environmentally friendly. However, he also stated that the initial investment costs are relatively high.

Alkan et al. (2017) concluded that although the initial investment cost of water-source VRF systems is higher than that of alternative HVAC systems, these systems become more economical over time. Taking into account a depreciation period of 15 years, the study suggested that the operational costs approach zero, ultimately offering a more efficient long-term solution.

C. Vidinlioğlu and Cimşit (2023) investigated the variation of COP values in both summer and winter operating conditions. Their findings revealed that during winter operation, an increase in condenser temperature leads to a decrease in COP and an increase in exergy destruction. Conversely, in summer operation, rising evaporator temperatures result in an increase in COP and a reduction in exergy destruction. The study emphasized the importance of maintaining optimal operating temperatures when using water-source heat pumps.

Sanjivy et al. (2023) examined the use of deep ocean water as a cooling source in a case study conducted in the village of Brando, France. The installed system demonstrated a remarkably high COP of up to 12, highlighting the exceptional efficiency that can be achieved with water-source cooling systems. Although the study did not directly involve a VRF application, it clearly illustrated the potential of water sources in HVAC systems. It is important to note that in deep-sea water applications, water quality and the naturally lower temperature must be carefully considered. From an environmental perspective, the study reported that the water-source system produced only 225 tons of carbon emissions annually, in contrast to 860 tons from a conventional system, demonstrating a significant environmental advantage.

Eggimann et al. (2023) evaluated the potential of lake-source heating and cooling systems in Europe. Their results showed that these systems could account for approximately 7% of the total heating and cooling demand across the continent. The study also underscored the role of lake-source systems in significantly reducing carbon emissions.

4.CONCLUSIONS

As discussed in the introduction and supported by global electricity consumption data, both total electricity demand and electricity used for air conditioning have been increasing steadily each year. This trend highlights the necessity of designing HVAC systems with higher efficiency. In this context, the water-source VRF systems examined in this study demonstrate COP values generally around 7. Considering that conventional air-cooled systems typically operate with COP values in the range of 3 to 3.5, water-source VRF systems stand out in terms of reduced electricity consumption and operational cost-efficiency. Especially in facilities with high cooling and heating demands, the use of water-source VRF systems can provide significant energy savings. As a conclusion of this study, it can be suggested that design engineers should carefully consider the potential of water-source VRF systems during the early stages of HVAC project planning.

5.NOMENCLATURE

VRF	Variable Refrigerant Flow
COP	Coefficient of Performance
HVAC	Heating, Ventilation, and Air Conditioning
HAP	Hourly Analysis Program
Q_L	Heat extracted from the cooled space
Q_H	Heat delivered to the heated space
$W_{net,g}$	Required net work input
kWh	Kilowatt-hour
TWh	Terawatt-hour

6.REFERENCES

A. Çengel, Y., & A. Boles, M. (2013). *Thermodynamics: an engineering approach* (A. Pınarbaşı, Ed.; 7th ed.). Palme Yayıncılık.

Alkan, F., Kürekçi, N. A., & Çubuk, H. (2017). Örnek Bir Bina İçin Isıtma-Soğutma Sistemlerinin Karşılaştırılması. *MMO Tesisat Mühendisliği Dergisi*, 5–19.

Aydın, S. (2023). Isı Pompası Sistemleri ve Çeşitleri. *Mühendis ve Makina Güncel*.

Çölaşan, F. (2013). Değişken Debili Soğutucu Akışkanlı (VRF) İklimlendirme Sistemleri. *Türk Tesisat Mühendisleri Derneği* , 29–34.

C. Vidinlioğlu, H., & Cimşit, C. (2023). Su Kaynaklı Isı Pompası Sisteminin Enerji Ve Ekserji Analizi. *Avrupa Bilim Ve Teknoloji Dergisi*, 115–124. https://doi.org/10.31590/ejosat.1245248

Doğan, V. (2009). Su Kaynaklı VRF ve Antalya'da Bulunan Bir Alış Veriş Merkezinde Su Kaynaklı VRF Uygulaması. *IX. Ulusal Tesisat Mühendisliği Kongresi, İzmir*, 317–336.

Eggimann, S., Vivian, J., Chen, R., Orehounig, K., Patt, A., & Fiorentini, M. (2023). The potential of lake-source district heating and cooling for European buildings. *Energy Conversion and Management*, *283*,116914.https://doi.org/10.1016/J.ENCONMAN.2023.116914

Our World in Data. (2025). *Global electricity use for air conditioning*.https://ourworldindata.org/grapher/electricity-air-conditioning

Sanjivy, K., Marc, O., Davies, N., & Lucas, F. (2023). Energy performance assessment of Sea Water Air Conditioning (SWAC) as a solution toward net zero carbon emissions: A case study in French Polynesia. *Energy Reports*, *9*, 437–446. https://doi.org/10.1016/J.EGYR.2022.11.201

Statista. (2025). *Global electricity consumption*. https://www.statista.com/statistics/280704/world-power-consumption/

Tesisat. (2025). *VRF ve VRV Nedir? Nerelerde kullanılır? - Tesisat*. https://www.tesisat.org/vrf-ve-vrv-nedir-nerelerde-kullanilir.html

V. Güler, O., Keçebaş, A., & Saçkan, Ö. (2019). Otel Soğutmasında Deniz Suyu Kaynaklı Soğutma Sisteminin Performansı. *14. Ulusal Tesisat Mühendisliği Kongresi, İzmir*, 746–757.

MATLAB SIMULINK MODELİ İLE ANAEROBİK ÇÜRÜTME YOLUYLA ALG BİYOKÜTLESİNDEN BİYOGAZ ÜRETİMİ

Cemil Koyunoğlu*, Ece Polat**
*Yalova University, Faculty of Engineering, Department of Energy Systems Engineering, Yalova, Türkiye, cemil.koyunoglu@yalova.edu.tr
** Istanbul Technical University, Faculty of Science and Letters, Department of Molecular Biology and Genetics, 34469 Istanbul, Türkiye, polatec@itu.edu.tr

Özet: Bu çalışma, alg biyokütlesinin anaerobik çürütüme yoluyla biyogaz üretim simülasyonu için MATLAB Simulink tabanlı bir model sunmaktadır. Anaerobik çürütme (AD), organik maddeleri, özellikle alg biyokütlesini, sürdürülebilir bir enerji kaynağı olan biyogaza dönüştürmek için umut vadeden bir yöntemdir. Çalışmamız, alglerin AD'sinde yer alan biyokimyasal süreçleri simüle eden kapsamlı bir Simulink modeli geliştirmeyi amaçlamaktadır. Model, anaerobik sindirimin dört kritik aşamasını kapsamaktadır: hidroliz, asidogenez, asetojenez ve metanojenez. Her aşama, alg biyokütlesinin ara ürünlere ve nihayetinde öncelikle metan ve karbondioksitten oluşan biyogaza dönüşüm sürecini göstermek için kinetikleri de içeren çeşitli biyokimyasal reaksiyonlar içermektedir. Reaksiyon hızı sabitleri, substrat konsantrasyonları ve çevre koşulları gibi model parametreleri, çeşitli operasyonel senaryoları simüle etmek için ayarlanabilir özelliktedir. Modeli doğrulamak için simülasyon sonuçlarını alg biyokütlesi sindirimi literatüründen deneysel verilerle karşılaştırdık. Model, özellikle biyogaz verimi ve bileşimi açısından, gözlemlenen verilerle önemli bir korelasyon göstermiştir. Bu doğrulama, modelin AD süreçlerini optimize etmek için bir araç olarak potansiyelini vurgulamaktadır. Ayrıca, biyogaz verimini tahmin etmekte ve farklı alg türlerinden biyogaz üretiminin uygulanabilirliğini değerlendirmektedir. Ayrıca, MATLAB Simulink ortamı, model modifikasyonu ve genişletmesinde esneklik sunmaktadır.
Anahtar Kelimler: Matlab-Simulink, Anaerobik biyogaz üretimi, Modelleme.

MATLAB SIMULINK MODELING FOR BIOGAS PRODUCTION FROM ALGAL BIOMASS VIA ANAEROBIC DIGESTION

Abstract: This paper describes a MATLAB Simulink model for simulating biogas production resulting from algal biomass anaerobic digestion (AD). Anaerobic digestion (AD) serves as a viable approach for converting organic matter into biogas, with the advantage of utilizing algal biomass, a renewable and sustainable energy source. Our objective is to develop a holistic Simulink model of the biochemical events occurring during AD of algal biomass. The model implements all four stages involved in anaerobic digestion - hydrolysis, acidogenesis, acetogenesis, and methanogenesis. Each stage accounts for several biochemical reactions, as well as kinetics to represent the process of converting algal biomass into intermediate products, ultimately forming biogas that is mainly methane and carbon dioxide. There are a variety of model parameters, such as reaction rate constants, substrate concentrations, and environmental conditions, that can be changed to simulate different operational strategies. To validate the model, we compared simulated results from the model to experimental results found in the literature pertaining to algal biomass digestion. The model demonstrated a significant correlation with the observed data, particularly in biogas yield and composition. This validation strengthens the potential for the model as a tool to optimize AD processes. In addition, it predicts biogas yield and examines the potential of biogas production from algal species. Furthermore, the MATLAB Simulink environment offers flexibility in model modification and expansion.
Keywords: Matlab-Simulink, Anaerobic biogas production, Modelling.

INTRODUCTION

There has been increased demand for renewable and sustainable energy because the energy needs of the world have increased, and there are undesirable environmental impacts of utilizing too much of the fossil fuels. Anaerobic digestion (AD) and fermentation are two biogas production processes from biomass that can be renewable and sustainable. Since algal biomass is a fast-growing, carbohydrate-rich biomass, it can indeed produce biogas quickly and sustainably. This research is about developing a MATLAB Simulink Model to simulate biogas production from algal biomass using anaerobic digestion. A tool for comprehending and improving this intricate biological process is provided by this model.

An anaerobic digestion community is a group of bacteria that can hydrolyze, acidogenize, acetogenate, and methanize in an anaerobic setting. The microbial process of anaerobic digestion of organic waste material, which is separated from the organic matter (if the organic matter was previously anaerobically treated), produces biogas, which contains 64% methane and 36% carbon dioxide.

There is a series of biological degradation processes that reduce complex biomolecules into simpler ones at each step. (Kunatsa & Xia, 2022; Mairet et al., 2011; Sharma et al., 2014; Zhen et al., 2016).

There are many benefits associated with using algal biomass for biogas production. First, algae can grow on marginal land that cannot be used for food production, meaning it does not compete for food crops. Second, algae are not dependent on freshwater - algae can even be teamed with wastewater take-up, which brings some additional environmental positives. That being said, in order to optimize the conversion of algal biomass to biogas, there needs to be an understanding of the anaerobic digestion process and how it can be optimized. MATLAB Simulink provides a flexible environment to model and simulate complex systems that can help replicate algal biomass anaerobic digestion. Modelling the anaerobic digestion of algal biomass through Simulink enables us to encapsulate the complexity of this process to gain insight into optimizing biogas yield. We envision that our model can be beneficial for researchers and practitioners looking to provide a better platform for creating sustainable and more productive biogas production systems (Li et al., 2019; Lin et al., 2021; Lohani & Havukainen, 2018; Velmurugan et al., 2014; Wang et al., 2018).

This report presents the MATLAB Simulink model used to investigate and validate the anaerobic digestion (AD) process, highlighting the finer details of the various stages of AD and the interrelatedness of the entire system. The study also explains how the model will be applied in the future to assist customers in optimizing AD conditions and scaling up biogas production activities. All things considered, the model serves as a springboard for the advancement of sustainable environmental management techniques and renewable energy technology.

MATERIALS AND METHODS

Techniques and Resources

The MATLAB Simulink model for producing biogas from algal biomass through anaerobic digestion was developed using many crucial and particular materials and techniques that describe the model's construction. The basic structure was derived to represent the biochemistry of processes in a simulated setting, following the protocol of accepted standard modeling methods for biogas production.

1. Algal Biomass Data: The model's algal biomass's biochemical makeup was taken from the body of current research. This information, which was essential for establishing the input parameters of the hydrolysis stage, included the concentrations of lipids, proteins, and carbohydrates.
2. Digestion Without Air Kinetic Data: From previously published research, kinetic parameters for every phase of the anaerobic digestion process were gathered. These comprised half-saturation constants, yield coefficients, and rate constants.
3. MATLAB Simulink Software: Model development, simulation, and analysis were conducted using the most recent version of MATLAB with Simulink.

Methods

1. Model Development: The anaerobic digestion process was divided into four main stages: hydrolysis, acidogenesis, acetogenesis, and methanogenesis. Each stage was modelled using appropriate Simulink blocks representing kinetic equations derived from the literature. The model was set up to allow for adjustments in parameters such as substrate concentration, environmental conditions (temperature, pH), and reaction kinetics to simulate different operational scenarios.
2. Simulation and Analysis: Simulations were run to assess biogas yield under varying conditions. This involved altering parameters like substrate composition, temperature, and hydraulic retention time. The model's outputs, primarily the volume and composition of biogas produced, were analyzed and compared against experimental data for validation purposes.
3. Validation: The model's predictions were validated by comparing them with experimental results from existing literature on algal biomass and anaerobic digestion. Statistical analysis was conducted to evaluate the model's accuracy and reliability.

The provided diagram appears to be a simplified representation of an anaerobic digestion process modelled in MATLAB Simulink, with the focus on the four core stages: hydrolysis, acidogenesis, acetogenesis, and methanogenesis (Figure 1). Here is a Simulink diagram that illustrates an example study of anaerobic digestion for algal biomass digestion. As a result, the kinetic coefficient for the hydrolysis stage is set at 0.25 day^{-1}, which reflects the rate of breakdown of the complex organic compounds in algal biomass. To begin the hydrolysis process, an initial concentration of algal biomass of 10 grams per Liter is specified. Acidogenesis is characterized by a reaction rate constant of 0.2 day-1, which governs the conversion of simpler compounds into volatile fatty acids. A kinetic rate of 0.15 day-1 is assigned to the methanogenesis stage, where methane is produced from these acids. A model of each stage is constructed with a specific "Integrator" and "Gain" block, and the outputs are connected to a "Scope" block for real-time monitoring and analysis.

Anaerobic digestion is optimized using a structured approach that evaluates each stage's contribution to biogas production.

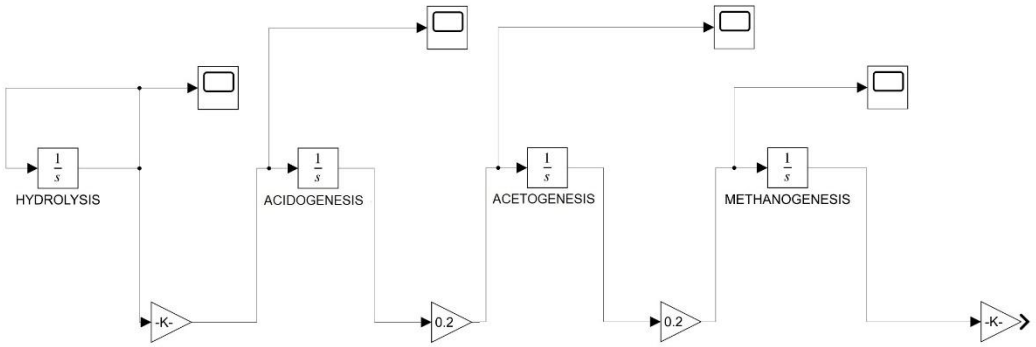


Figure 1. Matlab-Simulink main flowchart: The blocks representing "HYDROLYSIS", "ACIDOGENESIS", "ACETOGENESIS" and "METHANOGENESIS".

1. Hydrolysis Block:

The initial block "HYDROLYSIS" represents the first breakdown of complex organic materials, likely from algal biomass, to simpler compounds such as sugars and amino acids. The unit `1/s` from the block is an indicator of where an integrator has been used – , a common Simulink methodology for modelling cumulative or accumulating processes over time.

2. Acidogenesis Block:

The second block, "ACIDOGENESIS," represents the subsequent stage. It is a process in which acetate is produced through the reduction of CO_2 or the reduction of organic acids, rather than the oxidative breakdown of carbohydrates or ethanol, as in acetic acid bacteria.

3. Acetogenesis Block:

The third block, "ASETOGENESIS," represents the subsequent stage in which acetate is produced through the reduction of CO_2 or the reduction of organic acids rather than the oxidative breakdown of carbohydrates or ethanol as in acetic acid bacteria.

4. Methanogenesis Block:

The last block, "METHANOGENESIS", is where the volatile fatty acids convert to methane. This block is vital for biogas production and is again similarly modeled after an Integrator and a Gain factor that controls the rate of methane production.

The arrows flowing out of the Acidogenesis block into the Methanogenesis block represent the process being sequential, whereby the output of one stage becomes the input for the next. Each block has a connection to a `Scope` block, represented by a square with a cross. This scope lets you see the output signals of each stage of the process, and lets you observe and monitor the simulation development in real time.

This overview is on a high-level basis and does not contain specific information regarding the parameters for these blocks or any specific configurations of the blocks in Simulink. If a person truly wished to understand how the simulation is performing or conduct an analysis of the output results, they would need access to the Simulink file to inspect the block parameters and mathematical equations defined for each stage and view the connections between blocks, as well as validate the simulation based on actual data for accuracy.

RESULTS AND DISCUSSION

Hydrolysis results

A significant exponential increase in the system's response over time can be seen in the graph presented (Figure 2). As indicated by the label "Integrator", this response may represent a concentration of a product, such as methane, in an anaerobic digestion process. Based on the context of the anaerobic digestion process, the simulation time units are likely days, while the Y-axis is scaled by 10^5, which indicates a substantial increase in the measured variable. There is a lag phase during which little to no product formation occurs, which indicates a relatively steady response at first. The acclimatization process for the microbial communities or the activation of enzymatic activities could take time.

The rate of product formation increases exponentially as time progresses, particularly after the 7th time unit, which is typical of biological systems where the rate of microbial activity or substrate availability increases. Iterative simulation steps in Simulink are demonstrated by discrete data points connected by lines. Each point represents a simulation result at a particular timeframe, while the connecting lines provide a visual representation of the trend. This type of response curve is typical of biological processes characterized by a

phase of adaptation (or growth) followed by a rapid action phase. Given the favorable conditions for methanogenic bacteria in anaerobic digestion, the steep portion of the response curve might constitute the peak stage of methane production during the methanogenesis phase. From examination of the graph, it is clear that the process is a dynamic one, encapsulating both the initial steady state and the active process that follows, which is of interest to maximize biogas production under optimum conditions.

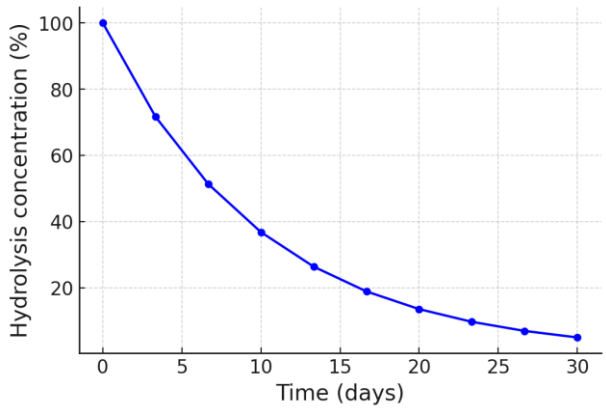


Figure 2. Hydrolysis results.

Acidogenesis results

For biological process simulations, such as anaerobic digestion, the X-axis extends from 0 to 10, representing the simulation time in simulation units, often in days. The Y-axis scales to 12000, indicating the magnitude of the system's variable, which could be the concentration of a substance (such as volatile fatty acids during acidogenesis or methane during methanogenesis) or another relevant output metric. As the units of measurement are not specified on the axes, they are based on the context of the Gain block's role in the model. There is a period of relatively little activity at the beginning of the curve, which is close to the baseline, followed by a sharp increase around the 7-unit mark on the X-axis. An adaptation or lag phase may be observed in microbial populations before a rapid phase of product formation or system response occurs. The exponential phase denotes a period of significant activity, which is typical of microbial growth or chemical reactions that are nearing completion. In Figure 3, simulation results indicate a notable exponential increase in the variable of interest, which is likely due to the formation of a product in a biochemical conversion process.

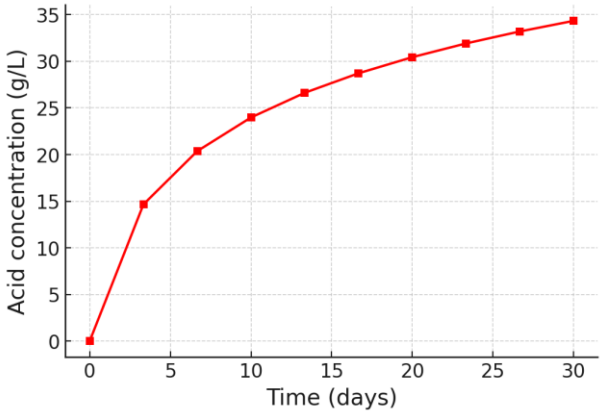


Figure 3. Acidogenesis results.

At first, the system exhibits a plateau between time 0 and approximately seven units, indicating a lag phase common to biological systems. As a result of this phase, there is a pronounced increase, indicative of an active reaction phase. As a result of this acclimatization period, microorganisms achieve optimal reaction conditions, resulting in an accelerated output, for example, biogas production in an anaerobic digester. According to the output from 'Gain1', the kinetic parameters set within the model, in particular the Gain value that modulates the process rate, lead to the observed output profile.

Acetogenesis results

The X-axis, 0 to 10, would most likely be the time in units of simulation, which, based on the information given, might be taken as days. The Y-axis is scaled to 12000, though no units are provided, and might be a measure of some concentration (perhaps mg/L or similar) if it relates to the anaerobic digestion process. The graph shows a standard sigmoidal growth or response curve with:

Lag Phase: Between approximately 0 and 7 on the X-axis, the curve is horizontal, representing a period of minimal activity. In biological systems, this will be the phase where microorganisms are acclimating to their environment before initiating significant growth or product synthesis.

Exponential Phase: Beginning only after the 7-unit point, the curve rises sharply, indicating an abrupt increase in the system's output. It could be indicating the exponential growth phase of microbials or a sharp phase of chemical conversion, common in bioreactor dynamics or enzymatic reactions at optimum activity.

Stationary Phase: The plot curve may level off after the stop point of the plotted data, which would otherwise indicate that the system is approaching a stationary phase where the resource is in short supply or inhibitory byproducts accumulate.

Figure 4 delineates the dynamic response of the system modelled, showcasing a sigmoidal trend typical of biological and chemical processes.

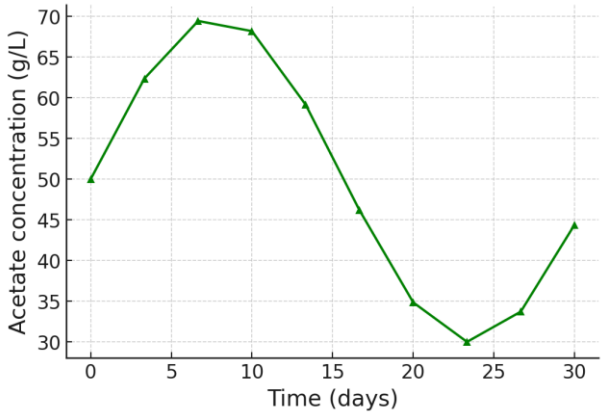


Figure 4. Acetogenesis results.

The period of lag that spans until Day 7, illustrated by the flat section of the curve, represents the acclimatization phase for the system. After acclimatization, there is an exponential phase where the state of the system is rapidly changing. The change in the system could stem from the increased activity of microbes or possibly higher rates of substrate conversion. The Gain1 component of the output represents a basic portion of the model that likely amplifies the effect of some underlying system process; e.g., some key intermediate from some type of anaerobic digestion process or the accumulation of a final product in the anaerobic digestion process. So again, the steep slope occurring around 10 days emphasizes a transitional phase in the aeration period, which is perhaps most important to establish conditions to retain the maximum output from the system.

Methanogenesis results

X-Axis: The horizontal axis goes from 0 to 10 units, which, based on the simulation parameters provided, likely represents the time course of the process in days. Days are a typical time scale in biological simulations, particularly when regressing or tracking the temporal progression of microbial actions or chemical reactions over days.

Y-Axis: The vertical axis has values that scale up to 1800, but does not specifically indicate units. However, given that this appears to be anaerobic digestion simulations, it could be reasonable to interpret the vertical axis values as the concentration of a certain substance in the system, such as volatile fatty acids or methane, possibly in units such as mg/L or similar units of concentration.

Curve Shape: The curve appears to represent sigmoidal or logistic growth, which is characterized by an initial period of little action where the system was near baseline value, and then a sharp increase after 7 together on the X-axis. This pattern results from periods of lag, which is common in biological systems when populations of microorganisms are adjusting to the environment or substrate prior to rapid growth (or production).

The X-axis, 0 to 10, would most likely be the time in units of simulation, which, based on the information given, might be taken as days. The Y-axis is scaled to 12000, though no units are provided, and might be a measure of some concentration (perhaps mg/L or similar) if it relates to the anaerobic digestion process. The graph shows a standard sigmoidal growth or response curve with:

Lag Phase: Between approximately 0 and 7 on the X-axis, the curve is horizontal, representing a period of minimal activity. In biological systems, this will be the phase where microorganisms are acclimating to their environment before initiating significant growth or product synthesis.
Exponential Phase: Beginning only after the 7-unit point, the curve rises sharply, indicating an abrupt increase in the system's output. It could be indicating the exponential growth phase of microbials or a sharp phase of chemical conversion, common in bioreactor dynamics or enzymatic reactions at optimum activity.

Stationary Phase: The plot curve may level off after the stop point of the plotted data, which would otherwise indicate that the system is approaching a stationary phase where the resource is in short supply or inhibitory byproducts accumulate.

Figure 4 depicts the dynamic behavior of the modeled system with a sigmoidal trend typical of chemical and biological phenomena.

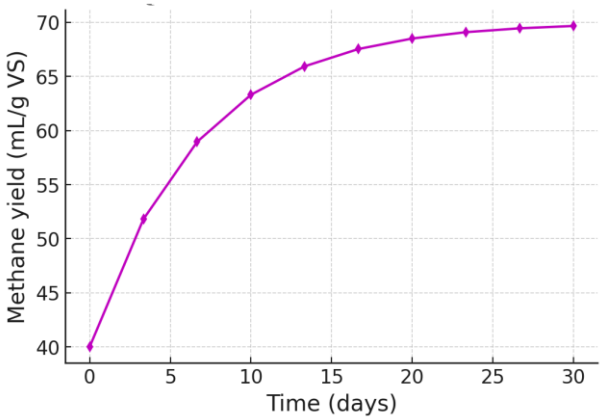


Figure 5. Methanogenesis results.

Data analysis indicates a logistic growth pattern, characterized by a prolonged lag phase lasting until approximately day 7, followed by an exponential increase in the variable under observation. In order to optimize the conditions for bioprocessing, it is critical to take into account the initial lag phase, which represents the time that it takes for microbial populations to adapt to the substrate provided. As a result of the exponential

phase, a metabolic or chemical conversion activity occurs, which is essential for the enhanced production of desired products in the system. Overall, "Gain2" is an indicative kinetic ratio, as the output profile is affected heavily by this mechanism in conjunction with the response rate. The results provide understanding as to possible optimization approaches in the anaerobic digestion of biogas and what critically transitional phases we see that dictate whether a digestion approach yields good efficiencies at an overall system level.

CONCLUSIONS

In conclusion, the simulation described has been able to model all the intrinsic dynamics associated with the respective phases of the anaerobic digestion process and has provided a wealth of information regarding the temporal evolution of the system. The pattern of evolution observed is consistent with what is expected in an anaerobic digester. The pattern of an acclimatization phase followed by rapid growth, to a peak biological activity, is also consistent with the evolution of any biological system. The model has provided distinct phases in which to see and analyze the biological activity of the anaerobic digestion process and will serve as a robust simulation tool for systems analysis and improvement for biogas production systems. Future work should focus on adjusting various system parameters to determine their impact on maximal biogas production, and on assessing how system operational strategies can impact biogas production efficiency and productivity whilst considering the additional components involved, such as nutrient availability, potential for inhibition, and gas-liquid mass transfer processes. The stated components offer a flexible model that can be used as a valuable tool for research and industry relating to renewable energy. By employing the MATLAB Simulink model developed for anaerobic digestion of algal biomass, we will be able to analyze the dynamics of biogas production, undergo optimization for alternative processes, and contribute to achieving sustainable energy solutions.

REFERENCES

Kunatsa, T. and Xia, X., 2022, A review on anaerobic digestion with focus on the role of biomass co-digestion, modelling and optimisation on biogas production and enhancement, *Bioresour. Technol.*, 344, 126311.

Li, Y., Chen, Y. and Wu, J., 2019, Enhancement of methane production in anaerobic digestion process: A review, *Appl. Energy*, 240, 120–137.

Lin, C.-Y., Chai, W. S., Lay, C.-H., Chen, C.-C., Lee, C.-Y. and Show, P. L., 2021, Optimization of hydrolysis-acidogenesis phase of swine manure for biogas production using two-stage anaerobic fermentation, *Processes*, 9(8), 1324.

Lohani, S. P. and Havukainen, J., 2018, *Anaerobic digestion: factors affecting anaerobic digestion process.* In S. J. Varjani, E. Gnansounou, B. Gurunathan, D. Pant and Z. A. Zakaria (Eds.), Waste Bioremediation (pp. 343–359). Springer.

Mairet, F., Bernard, O., Ras, M., Lardon, L. and Steyer, J.-P., 2011, Modeling anaerobic digestion of microalgae using ADM1, *Bioresour. Technol.*, 102(13), 6823–6829.

Sharma, R., Tiwari, A. K., Kumar, G. S., Lamba, B. Y. and Joshi, G., 2014, Simulation and Experimental Study of a Closed Model for Algae Based Biogas Production and Bioremediation of Waste Water, *J. Energy*, 2(4), 116–129.

Velmurugan, S., Deepanraj, B. and Jayaraj, S., 2014, Biogas Generation through Anaerobic Digestion Process–An Overview Biogas Generation through Anaerobic Digestion Process, *Res. J. Chem. Environ.,* 18, 80-94.

Wang, P., Wang, H., Qiu, Y., Ren, L. and Jiang, B., 2018, Microbial characteristics in anaerobic digestion process of food waste for methane production–A review, *Bioresour. Technol.*, 248, 29–36.

Zhen, G., Lu, X., Kobayashi, T., Kumar, G. and Xu, K., 2016, Anaerobic co-digestion on improving methane production from mixed microalgae (Scenedesmus sp., Chlorella sp.) and food waste: Kinetic modeling and synergistic impact evaluation, *Chem. Eng. J.*, 299, 332–341.

DETERMINATION OF AERODYNAMIC PERFORMANCE OF A SAVONIUS WIND TURBINE USING CFD

Eylül Ece DEMİRTAN*, Ekin ÖZGİRGİN YAPICI **,Necip BAYSAL *, Mert YAZKAN **, Yasin GÜLSÜM *,Duygu Ezgi KAYA,Firdevs ÇAL***
*Teknokar Savunma ve Havacılık A.Ş.,Tasarım ve AR-GE Mühendisi,Kahramankazan,Ankara, eyluldemirtan@gmail.com
** Çankaya University, Department of Mechanical Engineering, Etimesgut, Ankara, ekinozgirgin@cankaya.edu.tr
* Çankaya Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü, Etimesgut, Ankara, necipbaysal@gmail.com
** Çankaya Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü, Etimesgut, Ankara, mertyazkan@gmail.com
* Navist Mühendislik San. Ve Tic. LTD. ŞTİ,Yapısal Analiz Mühendisi, Çankaya, Ankara, yasinn.gulsum@gmail.com
** Çankaya Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü, Etimesgut, Ankara, duyezgikaya@outlook.com
* Çankaya Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü, Etimesgut, Ankara, firdevscalk@gmail.com

Abstract: The depletion of fossil fuel reserves, degradation of ecosystems, and the acceleration of climate change have prompted a global transition toward cleaner and more sustainable energy sources. Among these, wind energy stands out for its low carbon emissions and environmental compatibility. Vertical Axis Wind Turbines (VAWTs) offer distinct advantages over traditional Horizontal Axis Wind Turbines (HAWTs) in low and turbulent wind conditions due to their omnidirectional functionality and simple mechanical structure. The Savonius-type VAWT, in particular, is noted for its simple design, low manufacturing cost, and low noise output.In this study, a detailed aerodynamic performance analysis of a Savonius-type VAWT was carried out using Computational Fluid Dynamics (CFD) simulations in ANSYS FLUENT. The objective is to optimize the power coefficient by varying key design parameters such as turbine diameter, height, blade overlap ratio, and separation distance. Different turbulence models have been tested, and the Realizable k-ε turbulence model was found to provide more consistent and accurate results. Nine different geometric configurations are analyzed to evaluate their performance. The results reveal that increases in turbine diameter and height positively influences aerodynamic efficiency. The highest C_p value of 0.2128 is obtained for D= 0.5 m, H= 0.5 m, β= 45 mm, separation distance= 0 mm. The study underscores the importance of parametric optimization in enhancing the performance of small-scale wind energy systems and validates the suitability of Savonius-type VAWTs for low-wind-speed applications.
Keywords: Savonius Wind Turbine, Aerodynamic Performance, CFD, ANSYS FLUENT

SAVONİUS RÜZGAR TÜRBİNİNİN AERODİNAMİK PERFORMANSININ CFD KULLANILARAK İNCELENMESİ

Özet: Fosil yakıt rezervlerinin tükenmesi, ekosistemlerin bozulması ve iklim değişikliğinin hız kazanması, dünya genelinde daha temiz ve sürdürülebilir enerji kaynaklarına yönelimi zorunlu kılmıştır. Bu kaynaklar arasında rüzgar enerjisi, düşük karbon salımı ve çevreyle uyumluluğu sayesinde öne çıkmaktadır. Dikey Eksenli Rüzgar Türbinleri, düşük ve türbülanslı rüzgar koşullarında her yönden rüzgar alabilen yapıları ve basit mekanik tasarımları sayesinde geleneksel Yatay Eksenli Rüzgar Türbinlerine göre belirgin avantajlar sunmaktadır. Özellikle Savonius tipi rüzgar türbinleri, sade tasarımı, düşük üretim maliyeti ve sessiz çalışma özellikleriyle dikkat çekmektedir.Bu çalışmada, bir Savonius tipi Dikey Eksenli Rüzgar Türbini'nin aerodinamik performansı, ANSYS FLUENT yazılımında Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (CFD) simülasyonları kullanılarak detaylı biçimde analiz edilmiştir. Çalışmanın temel amacı; türbin çapı, yüksekliği, kanat örtüşme oranı ve kanatlar arası mesafe gibi tasarım parametreleri değiştirilerek güç katsayısını (C_p) optimize etmektir. Farklı türbülans modelleri denenmiş ve Realizable k-ε türbülans modelinin daha

tutarlı ve doğru sonuçlar verdiği görülmüştür. Dokuz farklı geometrik yapı analiz edilerek performansları karşılaştırılmıştır. Elde edilen sonuçlar, türbin çapı ve yüksekliğinde yapılan artışların verimliliği olumlu yönde etkilediğini göstermektedir. En yüksek C_p değeri olan 0.2128, D= 0.5 m, H= 0.5 m, β= 45 mm ve kanatlar arası mesafe = 0 mm olan konfigürasyonda elde edilmiştir. Bu çalışma, küçük ölçekli rüzgar enerji sistemlerinin performansının artırılmasında parametrik optimizasyonun önemini vurgulamakta ve Savonius tipi VAWT'lerin düşük rüzgar hızına sahip bölgeler için uygunluğunu ortaya koymaktadır.
Anahtar Kelimeler: Savonius Rüzgar Türbini, Aerodinamik Performans, CFD, ANSYS FLUENT

1.INTRODUCTION

The escalating global demand for energy, driven by population growth and rapid technological advancement, necessitates the transition from conventional fossil-based resources to sustainable alternatives. Fossil fuels represent a predominant source of anthropogenic greenhouse gas emissions, thereby playing a critical role in the intensification of global warming and the accelerated progression of climate change. Considering these concerns, low-carbon, environmentally friendly renewable energy systems have gained increasing prominence in contemporary energy research and policy [1].

Wind energy plays a fundamental role in advancing the global transition towards clean and renewable energy systems as a sustainable and abundant resource with negligible environmental impact. Given Turkey's favorable geographic location and wind profile, the country possesses considerable potential for wind energy exploitation [2]. Harnessing this potential is essential not only in enhancing national energy security but also in advancing sustainable development objectives.

Wind turbines, designed to harness the kinetic energy of the wind and transform it into electrical power, are primarily classified into two main types: horizontal-axis wind turbines (HAWTs) and vertical-axis wind turbines (VAWTs). While HAWTs demonstrate considerable efficiencies under high wind velocity regimes especially for quite large sizes, their operational limitations—including complex installation protocols, dependency on yaw mechanisms for wind alignment, and elevated acoustic emissions—restrict their applicability in certain contexts. VAWTs, on the other hand, exhibit operational robustness under low-speed and turbulent flow conditions, are omnidirectional by design, and operate with reduced noise signatures, rendering them particularly suitable for urban and small-scale implementations [3].

Within the VAWT classification, the Savonius rotor emerges as a salient typology due to its geometrical simplicity, cost-effective manufacturability, and acoustic advantages. Its ability to function independently of wind direction and without auxiliary control systems positions as an optimal solution for regions characterized by low average wind velocities. Furthermore, the integration of advanced composite materials into blade structures enhances both structural resilience and aerodynamic efficiency, contributing to improved fatigue performance and mass reduction [4].

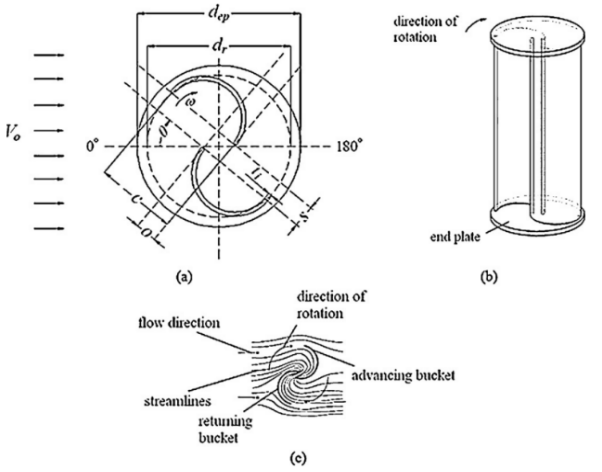


Figure 1. Schematic diagrams for a Savonius rotor: (a) two dimensional view; (b) a three-dimensional view; (c) flow pattern around the rotor [5].

Akwa et al. have extensively investigated various parameters affecting the performance of Savonius wind turbines. One of these parameters is the aspect ratio (A_r), defined as the ratio of turbine height (H) to turbine radius (R). Their study has shown that Savonius turbines with an aspect ratio of approximately $A_r \approx 2$ exhibit favorable performance characteristics. An increase in the aspect ratio leads to higher angular acceleration of the turbine, accompanied by a reduction in both rotor torque and turbine inertia [5].Another significant factor influencing the efficiency of Savonius turbines is the blade spacing (s) and overlap (o) as seen in Figure 1, both of which have been experimentally studied for their effects on rotor performance. Excessive blade spacing hinders effective airflow toward the concave surface of the returning blade, resulting in a decrease in the turbine's power output.

Several researchers have proposed different optimal values for the blade overlap ratio. According to Fujisawa [6], the optimal overlap corresponds to approximately 15% of the blade chord length. Blackwell et al. [7] suggest that this value should lie between 10% and 15%. Conversely, Alexander and Holownia [8], as well as Mojola [9], report that overlap ratios between 20% and 30% yield the best performance results. It has been stated in the literature that a wide range of blade and rotor shape configurations can be achieved. These combinations can further be diversified by altering numerous parameters such as end plates, rotor stages, shaft geometry, Reynolds number, turbulence intensity, and the presence of stators, among others. The performance of these configurations continues to be investigated in the literature, primarily through the analysis of their power coefficient (C_p)

values, which serve as a key metric in evaluating aerodynamic efficiency [5].
This study aims to conduct a comprehensive aerodynamic performance analysis of a Savonius-type VAWT through Computational Fluid Dynamics (CFD) simulations implemented in ANSYS FLUENT. At the core of the investigation lies the optimization of the power coefficient (C_p), a dimensionless parameter that indicates the conversion efficiency of wind energy. By systematically varying design parameters and boundary conditions, the study seeks to identify configurations that maximize energy output while maintaining structural integrity and cost-effectiveness. The findings are anticipated to provide critical insights for the development of efficient, durable, and economically viable small-scale wind energy systems, particularly suited for deployment in low-wind urban environments.

2.METHODOLOGY

This study employed ANSYS FLUENT to carry out a series of CFD simulations aimed at analyzing the aerodynamic performance of Savonius-type wind turbines under varying geometric designs and operating parameters. The main objective is to assess and compare the power coefficient (C_p) values by analyzing the torque coefficient (C_M) results acquired at a steady wind speed of 6 m/s. The primary parameters adjusted throughout the simulations included tip speed ratio (TSR), rotor diameter, overlap distance, separation distance, and turbine height. All turbine blade models are given a consistent thickness of 4 mm, in anticipation of the planned application of composite materials in future prototypes.

2.1 Problem Geometry

The Savonius wind turbine utilized throughout this study is schematically illustrated in two dimensions in Figure 2.

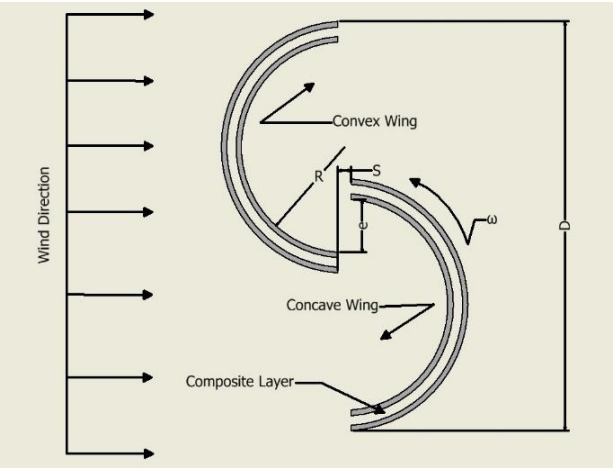


Figure 2. Diagrammatic depiction of a 2D Savonius wind turbine.

In the study, a two-bladed, 2D Savonius wind turbine with a rotor angle of 0 (defined as the gradual curvature between the blade root and tip) is designed, and its performance is evaluated by analyzing the influence of main parameters on the power coefficient.The main parameters are the length and radius of the wind turbine, the overlap distance (β), the separation distance and tip speed ratio.Different geometries generated by varying parameters were analyzed, and moment coefficient (C_M) outputs were obtained at specified tip speed ratio (λ) values by ANSYS FLUENT software.

2.2 Mathematical Formulation

The blade overlap ratio (β) plays a key role in wind turbine design, as it has a substantial impact on the turbine's aerodynamic efficiency. D and e indicates diameter of turbine and overlap ratio, respectively.

$$\beta = \frac{e}{D} \tag{1}$$

The power coefficient (C_p), which serves as the fundamental basis for all comparisons, is a key indicator of a wind turbine's efficiency and is calculated using the following expression. It is determined by the ratio of the turbine's output power to the available wind power.

$$C_p = \frac{P_t}{P_w} \tag{2}$$

Where;

$$P_w = \frac{\rho A U^3}{2} \tag{3}$$

and;

$$P_t = T\omega = \frac{2\pi NT}{60} \tag{4}$$

$$A = DH \tag{5}$$

The area of the turbine is calculated by multiplying the diameter and height of the turbine.The moment coefficient (C_M), obtained as an output from the analyses performed using ANSYS Fluent software, is calculated as follows, and its relationship with the power coefficient (C_p) is presented in Equation (7) where λ represents tip speed ratio (TSR).

$$C_m = \frac{T}{0.25\rho A D U^2} \tag{6}$$

$$C_m = \frac{C_p}{\lambda} \tag{7}$$

$$\lambda = \frac{\omega R}{U} \tag{8}$$

Where T is the torque, ρ is the air density, U is the wind speed and ω is angular velocity(rad/s).

2.3 Numerical Methodology

2.3.1 Governing equations

The CFD solver operates using the continuity and momentum equations that stem from Newton's Second Law of Motion. The assumptions made during the formulation of the equations are as followsThe fluid flow is modeled as three-dimensional, time-dependent, viscous, incompressible, and turbulent. In this analysis, body forces are omitted, and the fluid's physical properties are treated as invariant. The continuity equation, which is

based on the conservation of mass, is expressed in the following form:

$$\nabla \bar{u} = 0 \quad (9)$$

The Reynolds-averaged Navier-Stokes (RANS) equations are given for each coordinate direction as follows: the equations in the x, y, and z directions are presented respectively:

X direction:

$$\rho\left(\frac{\partial \bar{u}}{\partial t} + \bar{u}\frac{\partial \bar{u}}{\partial x} + \bar{v}\frac{\partial \bar{u}}{\partial y} + \bar{w}\frac{\partial \bar{u}}{\partial z}\right) = -\frac{\partial p}{\partial x} + \mu_{nf}\left(\frac{\partial^2 \bar{u}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \bar{u}}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \bar{u}}{\partial z^2}\right) - \left(\frac{\partial \overline{u'^2}}{\partial x} + \frac{\partial \overline{u'v'}}{\partial y} + \frac{\partial \overline{u'w'}}{\partial z}\right) \quad (10)$$

Y direction:

$$\rho\left(\frac{\partial \bar{v}}{\partial t} + \bar{u}\frac{\partial \bar{v}}{\partial x} + \bar{v}\frac{\partial \bar{v}}{\partial y} + \bar{w}\frac{\partial \bar{v}}{\partial z}\right) = -\frac{\partial p}{\partial y} + \mu_{nf}\left(\frac{\partial^2 \bar{v}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \bar{v}}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \bar{v}}{\partial z^2}\right) - \left(\frac{\partial \overline{v'u'}}{\partial x} + \frac{\partial \overline{v'^2}}{\partial y} + \frac{\partial \overline{v'w'}}{\partial z}\right) \quad (11)$$

Z direction:

$$\rho\left(\frac{\partial \bar{w}}{\partial t} + \bar{u}\frac{\partial \bar{w}}{\partial x} + \bar{v}\frac{\partial \bar{w}}{\partial y} + \bar{w}\frac{\partial \bar{w}}{\partial z}\right) = -\frac{\partial p}{\partial z} + \mu_{nf}\left(\frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial z^2}\right) - \left(\frac{\partial \overline{w'u'}}{\partial x} + \frac{\partial \overline{w'v'}}{\partial y} + \frac{\partial \overline{w'^2}}{\partial z}\right) \quad (12)$$

All analyses were conducted using ANSYS FLUENT software. In wind turbine analyses, comparative analyses between experimental data and computational outcomes have demonstrated that the realizable *k–ε* turbulence model yields the highest accuracy among the evaluated turbulence modeling approaches [10]. Turbulent kinetic energy (k) is defined and governed by the transport equation shown in Equation 13, while its dissipation rate (ε) is described by the transport equation given in Equation 14.

Turbulent kinetic energy:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k}\right)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right] + G_k + G_b - \rho\varepsilon - Y_M + S_K \quad (13)$$

Dissipation rate:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \varepsilon u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon}\right)\frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j}\right] + \rho C_1 S_\varepsilon - \rho C_2 \frac{\varepsilon^2}{k+\sqrt{\vartheta\varepsilon}} + C_{1\varepsilon}\frac{\varepsilon}{K}C_{3\varepsilon}G_b + S_\varepsilon \quad (14)$$

The mathematical expressions of the terms in the above equations are given below:

$$C_1 = max\left[0.43, \frac{\eta}{\eta+5}\right] \quad (15)$$

$$\eta = S\frac{k}{\varepsilon} \quad (16)$$

$$S = \sqrt{2S_{ij}S_{ij}} \quad (17)$$

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\epsilon} \quad (18)$$

$$C_\mu = \frac{1}{A_0 + A_s\frac{kU^*}{\epsilon}} \quad (19)$$

$$U^* = \sqrt{S_{ij}S_{ij} + \tilde{\Omega}_{ij}\tilde{\Omega}_{ij}} \quad (20)$$

$$\tilde{\Omega}_{ij} = \Omega_{ij} - 2\epsilon_{ijk}\omega_k \quad (21)$$

$$\Omega_{ij} = \bar{\Omega}_{ij} - \epsilon_{ijk}\omega_k \quad (22)$$

$$A_0 = 4.04\,,\ A_s = \sqrt{6}cos\emptyset \quad (23),(24)$$

$$\emptyset = \frac{1}{3}\cos^{-1}\sqrt{6}W\,,\ W = \frac{S_{ij}S_{jk}S_{ki}}{\tilde{S}^3} \quad (25),(26)$$

$$\tilde{S} = \sqrt{S_{ij}S_{ij}}, S_{ij} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j}\right) \quad (27),(28)$$

In these equations, σ_k and σ_ε denote the turbulent Prandtl numbers associated with each of the two individual equations.G_k denotes the turbulent kinetic energy produced as a result of velocity gradients. G_b indicates the turbulent kinetic energy generated because of lift forces. Y_M describes how expansion in compressible turbulence impacts the diffusion rate of turbulence. μ and μ_t refer to dynamic viscosity and the turbulent viscosity, respectively. S_K and S_ε are user-defined variables. $C_{1\varepsilon}$ and $C_{3\varepsilon}$ are constant.

2.3.2. Boundary conditions

Considering the defined problem and the objective of determining the power coefficient (C_p) representing the efficiency of wind turbines, the boundary conditions applied in this study are detailed as follows:

- Inlet velocity was set to 6 m/s.
- The fluid medium, air, was assumed to have a constant temperature of 15°C.
- The air density was considered to be 1.225 kg/m³, corresponding to this temperature.
- The dynamic viscosity of the air was assumed to be 1.7895×10^{-5} Pa·s.
- The pressure was set to 1 atm.

3. NUMERICAL SOLUTION

In this study, the performance of a Savonius wind turbine was numerically investigated by varying the height and diameter of the turbine, as well as the overlap and separation distances, while keeping the blade thickness and blade profile constant. The initial focus was placed on validating the numerical model based on experimental data. A two-dimensional model of the wind turbine, originally used in the experimental work conducted by Fujisawa and Gotoh [11], was constructed using Autodesk Inventor and subsequently imported into ANSYS FLUENT for simulation. The computational domain was created with dimensions scaled according to the turbine diameter, and a mesh independence study was performed using the Realizable k-ε turbulence model. Subsequently, the results of the experimental study were compared with those of the numerical simulations performed applying two varied turbulence models—SST k-ω and Realizable k-ε—under the same inlet wind speed but at different tip speed ratios, to assess the accuracy of the numerical approach. The validation was successfully achieved based on the consistency between experimental and computational results. Optimization was performed using the Taguchi method, which is particularly suitable for independent design parameters.

3.1 Validation Study

During the validation process, the experimental study conducted by Fujisawa and Gotoh was used as a

reference. The parameters of the model employed for this purpose are presented in Table 1.

Table 1. Parameters of model for validation.

Parameter	Value
Number of blades	2
Rotor diameter, D (m)	0.3
Overlap distance(m)	0.045
Separation distance, s(m)	0
Height, H (m)	0.3
Type of Blade	Classic semi-circular model
Thickness, t (mm)	4

The design of the flow domain, which plays a significant role in the accuracy of the simulation, is illustrated in Figure 3. In the flow domain, the rotary zone represents the circular region surrounding the turbine, while the stationary zone corresponds to the remaining area. The wind velocity inlet and pressure outlet sections are also clearly depicted in Figure 2. Separate interfaces between the rotary and stationary zones were defined at the edges of the two geometries.

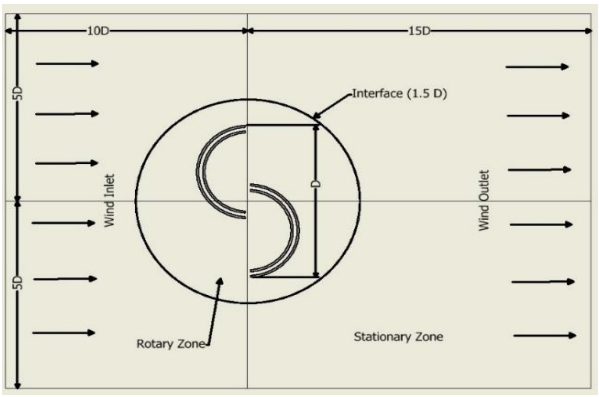


Figure 3. The flow domain design for validation.

3.1.1 Mesh independency

Achieving mesh independence is crucial for balancing accuracy and computational efficiency. An excessively high mesh count increases simulation time, whereas an insufficient number of meshes can compromise the accuracy of the results. The objective is to identify the point at which the results become stable and no longer change significantly with an increasing number of meshes.Mesh independence was conducted for the model at a Tip Speed Ratio (TSR) of 0.8. The mesh was refined progressively around the blades, with higher resolution applied as the proximity to the blade surfaces increased. This approach was selected because the flow behavior in these regions is critical for accurate analysis. To achieve results that closely reflect real-world performance, fine meshing in these areas is essential. The mesh structure was generated using the All-Triangles method. Additionally, edge sizing was applied around the blades and at the interface, while body sizing was assigned to both the rotating and stationary zones. The final mesh is shown in Figure 4.

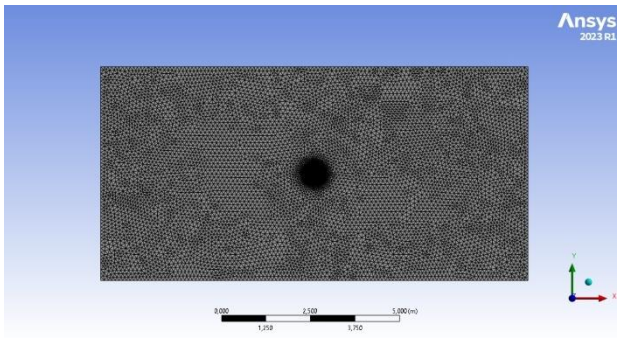


Figure 4. Final mesh for the model.

The C_p values for different mesh element sizes are presented in Table 3.

Table 3. The results of the mesh independency study.

Number of Elements	Power Coefficient, C_p
95049	0.1645
140856	0.1703
173462	0.1678
191644	0.1612
213745	0.1651
244134	0.1625
274569	0.1623
292723	0.1622
325758	0,1623

The C_p values for varying mesh element numbers are presented in Table 3. While the initial mesh with 95,049 elements yielded a C_p of 0.1645, increasing the element count to 140,856 resulted in a peak value of 0.1703. This was followed by a slight decline to 0.1678 at 173,462 elements. As the number of elements continued to increase, the variation in C_p values became negligible. Notably, simulations with 274,569 and 292,723 elements produced C_p values of 0.1623 and 0.1622, respectively, indicating that the solution had reached a mesh-independent and stable state. Therefore, to ensure a reasonable balance between computational cost and solution accuracy, the final mesh structure with 292,723 elements was adopted for the subsequent analyses.

3.1.2 Turbulence model selection

Comparative analyses were conducted at various tip speed ratios (TSRs) using the SST k-ω and Realizable k-ε turbulence models to compute the power coefficient (C_p). As illustrated in Figure 5, the Realizable K-ε model demonstrated superior accuracy and consistency when benchmarked against the experimental results of Fujisawa and Gotoh [11]. Consequently, all subsequent simulations were performed utilizing this turbulence model due to its closer agreement with empirical data.



Figure 5. Comparison of different turbulence models with experimental results based on C_p outputs at various TSRs.

3.2 Numerical Settings

In wind turbine analyses and experimental studies, it has been observed that after approximately 7–8 rotations, the variation in the power coefficient (C_p) at the end of each rotation becomes negligible. Based on this observation, the simulations were configured to allow the turbine to complete 10 full rotations, and the C_p value at the final rotation was used for evaluation. During the analyses, the C_p values obtained after each one-degree rotation were recorded, and the average of the last 360 degrees was calculated. To calculate the time required for a one-degree rotation at a given angular velocity (rad/s), the following equation is used. The result of this equation is then defined as the time step size in the simulations: [10].

$$\Delta t = \frac{1}{w * 57.29^\circ} \tag{29}$$

Additionally, since the time step size was defined for each one-degree rotation, the number of steps was set to 3600 to ensure the simulation covers exactly 10 full rotations.

3.3 Taguchi Method and Test Matrix

The Taguchi Method creates an orthogonal array by considering design parameters and their different levels. Through experiments conducted using this array, the optimal combination is determined, and the final model is optimized. In this approach, the signal-to-noise (S/N) ratio—defined as the ratio of the mean (signal) to the standard deviation (noise)—is utilized throughout the optimization process. This ratio represents the quality of the design [12].The S/N ratio is expressed in three different forms using equations [13]. These are:

Nominal is better:

$$\frac{S}{N} = 10log\frac{\vec{y}}{S_y{}^2} \tag{30}$$

Larger is better:

$$\frac{S}{N} = -10log\frac{1}{n}\left[\sum\frac{1}{y^2}\right] \tag{31}$$

Smaller is better:

$$\frac{S}{N} = -10log\frac{1}{n}[\sum y^2] \tag{32}$$

Where y, $\underset{y}{\rightarrow}$,$S_y{}^2$, n represent the observed data of the C_p, the mean value of y, the variance of y, and total number of observations, respectively. In this study, since the C_p value represents the efficiency of the turbine and higher values indicate better performance, the Taguchi method's 'larger is better' criterion was applied.

A test matrix was developed based on four distinct parameters, each with three levels, aimed at improving the efficiency of the wind turbine. The chosen parameters and their respective levels are detailed in Table 4.

Table 4. Parameters and levels determined for optimization

Parameter	Description	Level 1	Level 2	Level 3
A	Height (m)	0.3	0.4	0.5
B	Diameter (m)	0.3	0.4	0.5
C	Overlap Distance (mm)	30	45	60
D	Separation Distance (mm)	-5	0	5

An L9 orthogonal array was formulated based on the selected parameters and their respective levels in accordance with the Taguchi methodology, and the corresponding experimental matrix, consisting of nine trials, is presented in Table 5. Additionally, the blade type used throughout the design is a semicircular profile.

Table 5. Test Matrix.

Exp. No.	Height (m)	Diameter (m)	Overlap Distance (mm)	Separation Distance (mm)
1	0,3	0,3	30	-5
2	0,3	0,4	45	0
3	0,3	0,5	60	5
4	0,4	0,3	45	5
5	0,4	0,4	60	-5
6	0,4	0,5	30	0
7	0,5	0,3	60	0
8	0,5	0,4	30	5
9	0,5	0,5	45	-5

4. RESULTS AND DISCUSSION

Analyses were performed at a wind speed of 6 m/s with the geometries specified by the experiment numbers in the test matrix having a λ value of 0.8, and the C_p values were obtained. The C_p values associated with each experiment

number are presented in Table 6. Correspondingly, with the Minitab Software, the S/N ratios were calculated.

Table 6. C_p values.

Experiment Number	C_p
1	0,1611
2	0,1757
3	0,1845
4	0,1702
5	0,1723
6	0,1997
7	0,1911
8	0,1969
9	0,2128

The S/N ratios for each parameter, calculated using the "Larger is Better" formulation with regarding C_p values, are presented in the Table 7.This table presents the average S/N ratios corresponding to different levels of the four selected parameters: Height, Diameter, Overlap Distance, and Separation Distance, with the values displayed under each respective parameter. For example, the average response of experiments conducted at Height Level 1 (corresponding to Experiment Numbers 1, 2, and 3 in the test matrix) is –15.21, while at Level 3 (corresponding to Experiment Numbers 7, 8, and 9) it is –13.98. Since the "larger is better" formulation is used, the higher value, which is -13.98, indicates a greater positive effect on the results. Therefore, selecting Height at Level 3 will increase the C_p values. Likewise, it can be inferred that choosing Level 3 for Diameter, Level 2 for Overlap Distance, and Level 2 for Separation Distance will provide the most optimal outcomes.Additionally, the Delta value represents the magnitude of a parameter's influence on the C_p value. A higher Delta value signifies a stronger effect of the parameter on the response. As seen in Table 7, the Height parameter exhibits the greatest influence due to its highest Delta value.

Table 7. Average Signal-to-Noise Ratios for Various Parameter Levels.

Parameter	Avg. S/N Ratio for Level 1	Avg. S/N Ratio for Level 2	Avg. S/N Ratio for Level 3	Delta
Height (m)	-15.21	-14.88	-13.98	1.24
Diameter (m)	-15.29	-14.83	-14.04	1.17
Overlap Distance (mm)	-14.66	-14.64	-14.78	0.13
Separation Distance (mm)	-14.86	-14.49	-14.73	0.37

Additionally, the main effect plots were utilized to determine the design configuration yielding the highest C_p value. These plots for each parameter at different levels are presented in Fig.x. As can be observed from the graphs, an increase in both height and diameter leads to an improvement in the S/N ratio. The optimal level for overlap distance was found to be the second level, namely 45 mm, while the maximum S/N ratio for separation distance was achieved at 0 mm.

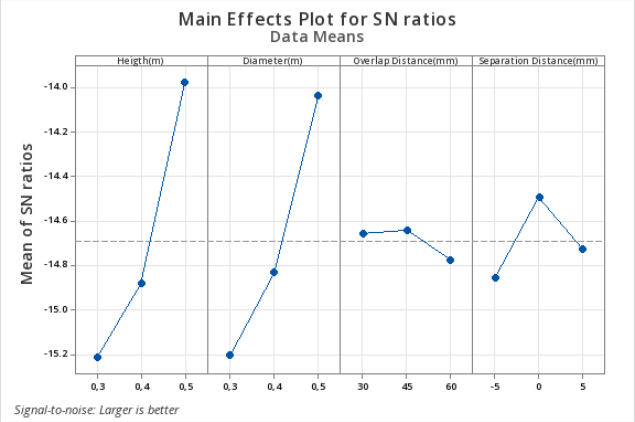


Figure 6. Main Effect Plot for S/N Ratios for each parameter.

In summary, the most optimal design configuration corresponds to a height of 0.5 m, a diameter of 0.5 m, an overlap distance of 45 mm, and a separation distance of 0 mm, as can be seen in the Figure 6.
The pressure and velocity results corresponding to the optimal design, which achieves a Cp value of 0.2121, are illustrated in Figures 7 and 8 in contour format.

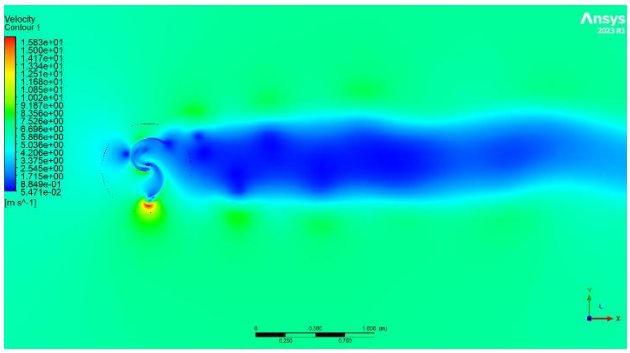


Figure 7. Velocity contour.

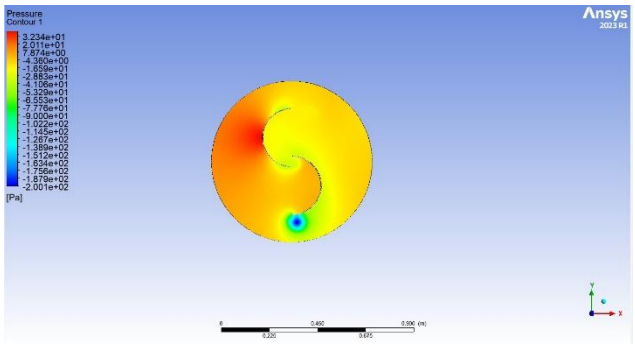


Figure 8. Pressure contour.

5.CONCLUSION

This research carried out an in-depth aerodynamic investigation of a Savonius-type vertical axis wind turbine using CFD, aiming to optimize its power coefficient (C_p) by varying different parameters. After validating the numerical model with experimental data, the Taguchi

method was applied to evaluate the effects of height, diameter, overlap, and separation distance on the wind turbine efrficiency. The optimal configuration—0.5 m height, 0.5 m diameter, 45 mm overlap, and 0 mm separation— at a wind speed of 6 m/s, the power coefficient reached its peak value of 0.2128.
The findings confirm that careful selection of geometric parameters significantly enhances turbine efficiency. Moreover, the study demonstrates the effectiveness of combining CFD simulations with statistical optimization for small-scale wind energy applications. These results provide a solid foundation for future experimental designs and the development of compact, efficient VAWTs suitable for urban environments.

REFERENCES

[1] IEA, Key Word Energy Statistics, 2002.

[2] C. İlkılıç and I. Türkbay, "Determination and utilization of wind energy potential for Turkey," *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 14, no. 8, pp. 2202–2207, Oct. 2010, doi: 10.1016/j.rser.2010.03.033 .

[3] M. K. Johari and M. A. A. Jalil, "Comparison of horizontal axis wind turbine (HAWT) and vertical axis wind turbine (VAWT)," *International Journal of Engineering & Technology*, vol. 7, no. 4.13, pp. 74-80, Oct. 2018. DOI: 10.14419/ijet.v7i4.13.21333.

[4] A. Dewan, A. Gautam, and R. Goyal, "Savonius wind turbines: A review of recent advances in design and performance enhancements," *Energy for Sustainable Development*, vol. 64, pp. 1–17, 2021. [Online]. Available: https://doi.org/10.1016/j.esd.2021.07.007

[5] fJ. V. Akwa, H. A. Vielmo, and A. P. Petry, "A review on the performance of Savonius wind turbines," *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 16, no. 5, pp. 3054–3064, Jul. 2012, doi: 10.1016/j.rser.2012.02.056.

[6] Fujisawa N. On the torque mechanism of Savonius rotors. J Wind Eng Ind Aerod 1992; 40:277–92.

[7] Blackwell BF, Sheldahl RE, Feltz LV. Wind tunnel performance data for two- and three-bucket Savonius rotors. Sandia Laboratories, USA, Sand 76-0131 under act AT/29-11; 1978. p. 789.

[8] Alexander AJ, Holownia BP. Wind tunnel tests on a Savonius rotor. J Ind Aerod 1978;3:343–51.

[9] Mojola OO. On the aerodynamic design of the Savonius windmill rotor. J Wind Eng Ind Aerod 1985; 21:223–31.

[10] A. F. Kaya, "Turbulent Kinetic Energy Analysis in Wind Turbines," M.S. thesis, Dept. of Mechanical Engineering, Istanbul Technical University, Istanbul, Turkey, 2025. Accessed: Jan. 16, 2025. [Online]. Available: University Library Database.

[11] Fujisawa, N., and Gotoh, F. (1994). Experimental Study on the Aerodynamic Performance of a Savonius Rotor. Journal of Solar Energy Engineering Transactions of the ASME, 116(3), 148–152.

[12] Cheng, S.-J., Miao, J.-M., and Wu, S.-J. (2010). Numerical Optimization Design of PEM Fuel Cell Performance Applying the Taguchi Method. World Academy of Science, Engineering and Technology, 4(5), 526–532.

[13] Ghani, J. A., Choudhury, I. A., and Hassan, H. H. (2004). Application of Taguchi Method in the Optimization of End Milling Parameters. Journal of Materials Processing Technology, 145(1), 84–92.

GÜNEŞ ENERJİSİ VE BİYOKÜTLE YAKMA SİSTEMİNİN HİBRİT OLARAK BİREYSEL ISITMA SİSTEMİNE ENTEGRASYONU

Özben Kutlu*, Hayati Olgun*, Gökhan Devekıran*, Hasan Sarptaş*,
Erşan Olcay IŞIN*, Babak KEİVANİ**
*Ege Üniversitesi, Güneş Enerjisi Enstitüsü,35050 Bornova, İzmir,
ozben.kutlu@ege.edu.tr, hayati.olgun@ege.edu.tr,
** Olgun Çelik A.Ş. Keçiliköy OSB. Mah. Hasan Türek Blv. No: 14 45030 Yunusemre, Manisa

Özet: Türkiye'de fosil yakıtların ısınmada verimsiz bir şekilde kullanılması, yüksek ısınma maliyetlerinin yanı sıra şehirlerde hava kirliliğinin artmasına ve küresel ısınmaya neden olmaktadır. Türkiye'nin 2053 yılı net sıfır emisyon hedefi doğrultusunda, özellikle birçok şehirde yüksek güneşlenme potansiyeline sahip olunmasından dolayı, ısınmada yeşil dönüşüm çözümleri sürdürülebilirlik için büyük önem taşımaktadır. Bu çalışmada, hem elektrik hem de ısı üretimi hedefleyen 40 kW_{th} kapasiteli kabarcıklı akışkan yatak (KAY) biyokütle yakma sisteminin güneş enerjisi teknolojileriyle entegrasyonu hedeflenmiştir. KAY yakma sistemi 10 kW kapasiteli bir fotovoltaik sistemle de entegre edilerek, fan ve pompalar gibi yardımcı ekipmanların enerji tüketimi kısmen güneş enerjisiyle karşılanmıştır. Buna ek olarak, KAY ve güneş-ısıl sistemlerinin mekan ısıtma performansı incelenmiştir. Bu kapsamda, iki katlı ve toplam 42 m^2 büyüklüğündeki kapalı bir alan, dört düzlemsel güneş kolektörü ile KAY yakma sisteminden elde edilen sıcak akışkanlar (sıcak su) kullanılarak paralel bir şekilde ısıtılmıştır. Her iki sistemden elde edilen ısı enerjisi, bir eşanjör vasıtasıyla paralel olarak üçüncü bir akışkana aktarılmış; bu üçüncü akışkan ise, mekan ısıtması için kurulan evsel radyatörlerde dolaştırılmıştır. Sonuç olarak, KAY yakma sisteminde yapılan çeşitli iyileştirmeler ile yumurta tavuğu gübresi başarılı bir şekilde yakıt olarak kullanılabilmiş ve yakma karakteristiği geliştirilmiştir. Kurulan entegre sistem düzenli olarak takip edilip gerekli ölçümler yapılmış; yakma sistemi verimliliği, kapalı alanın ısı kaybı ve güneş enerjisinden sağlanan enerji gibi teknik hesaplamalar gerçekleştirilmiş, hibrit sistem enerji ve ekonomik açıdan analiz edilmiştir. Böylece, atıkların değerlendirildiği, yüksek verimliliğe sahip bir işletme modeliyle güneş ve biyokütle enerjisinin birlikte kullanıldığı pilot ölçekli bir ısıtma sistemi oluşturulmuş, sistemin iyileştirilmesine yönelik öneriler sunulmuştur.
Anahtar Kelimler: Biyokütle Yakma, Atık Enerjisi, Güneş Enerjisi, Sürdürülebilir Isınma, Hibrit Enerji Sistemi

Hybrid Integration of Solar Energy and Biomass Combustion Systems for Residential Heating System

Abstract: Inefficient utilization of fossil fuels for heating in Türkiye not only leads to increased heating costs but also exacerbates urban air pollution and global warming. In line with Türkiye's target of net-zero emissions by 2053—and given the high solar radiation potential in many cities—implementing green transformation solutions for heating is of great importance for sustainability. In this study, the integration of a 40 kW_{th} bubbling fluidized bed (BFB) biomass combustion system with solar energy technologies was targeted, aiming for both electricity and heat generation. The BFB combustion system was integrated with a 10 kW photovoltaic system, thereby partially meeting the energy consumption of auxiliary equipment (such as fans and pumps) through solar energy. Additionally, the space heating performance of the BFB and solar-thermal system was investigated. In this context, an enclosed area of 42 m^2 over two floors was heated in parallel by using hot fluids (hot water) derived from the four flat-plate solar collectors and BFB combustion system. The thermal energy from both systems was transferred in parallel to a third fluid via a heat exchanger; this third fluid was then circulated to domestic radiators installed for space heating. Through certain improvements made to the BFB system, laying hen manure was used successfully as fuel, and its combustion characteristics were enhanced. As a result, the integrated system was regularly monitored and the necessary measurements were taken; technical calculations such as combustion system efficiency, heat loss from the enclosed space, and the amount of energy gained from solar power were conducted. The hybrid system was evaluated from both energy and economic perspectives. Thus, a pilot-scale heating model utilizing waste and featuring high operational efficiency—through the hybrid use of solar and biomass energy—was established, and recommendations for further system improvements were provided.

Keywords: Biomass Combustion, Waste-to-Energy, Solar Energy, Sustainable Heating, Hybrid Energy System

GİRİŞ

Konutlarda, sanayide, bireysel veya merkezi ısıtma sistemlerinde başta kömür olmak üzere fosil kökenli yakıtlar yaygın bir şekilde kullanılmaktadır. Bu da kentlerdeki hava kirliliğinin ve küresel ölçekte iklim değişikliğinin önemli bir nedenini oluşturmaktadır. Uygun yakma sistemlerinin kullanılmaması ve mevcut sistemlerin bakımlarının düzenli olarak yapılmaması hem ısıtma sistemlerinde verim kaybına hem de aynı düzeyde ısıtma için daha çok yakıt tüketimine ve dolayısıyla daha yüksek ısınma maliyetine yol açmaktadır. Ayrıca, bu yakıtların verimsiz bir şekilde yakılması hava kirliliğini artırmakta ve küresel ısınmaya neden olmaktadır. Son yirmi yılda yaşanan nüfus artışı ve teknolojik gelişmeler, daha yüksek yaşam standartları ve konfor düzeyine ulaşma isteğiyle birlikte, Avrupa Birliği'ndeki binaların toplam enerji tüketimindeki payı yaklaşık %40' tır ve toplam sera gazı emisyonlarının %40-50'sini oluşturmaktadır (Sibilio vd. 2017). Isınma kaynaklı hava kirliliğinin azaltılmasında alternatif enerji kaynaklarının (güneş, biyokütle, rüzgâr, jeotermal, vs) etkin bir şekilde mevcut yakma sistemlerinin yerine kullanılması veya bu sistemlerle entegre edilmesi hava kirliliğinin azaltılmasında son derece etkili olacaktır.

Günümüzde birden fazla kaynağın enerji üretiminde birlikte kullanıldığı hibrit sistemler, özellikle yenilenebilir enerji kaynakları uygulamaları, önem kazanmaya başlamıştır. Güneş ve biyokütle enerjisinin entegre edilmesiyle daha yüksek bir enerji dönüşüm verimliliği elde edilebilmektedir. Avwioroko vd. (2024), güneş ve biyokütle enerji kaynaklarının akıllı şebekelere entegrasyonunun sürdürülebilir ve verimli bir enerji geleceğine doğru önemli bir adım olduğunu belirtmişler; şebeke entegrasyonunda gerekli stratejileri ayrıntılarıyla irdelemişlerdir. Son yıllarda güneş-biyokütle entegrasyonunda kombine ısı ve güç üretimi üzerine çalışmaların arttığı görülmüş, özellikle yoğunlaştırılmış güneş enerjisi (CSP) sistemleri ile biyokütle enerjisinin hibrit uygulamaları teorik olarak enerji, ekserji ve/veya ekonomik açıdan incelenmiştir (Cot ve ark., 2010; Nixon ve ark., 2012; Khalid ve ark., 2015; Abeywardana, 2016; Mouaky ve ark., 2020; Chen ve ark., 2021). Hussaina ve ark. (2020) tarafından yapılan bir çalışmada hibrit CSP-biyokütle enerji santralinin, %25 daha düşük elektrik üretim maliyetine sahip olduğu sonucuna varılmıştır. Falcani (2018) ise benzer bir hibrit sistemin, karmaşık ve pahalı TES (termal enerji depolama) sistemlerine alternatif ve maliyetin rekabet edebilecek seviyelerde olduğunu, geleneksel enerji üretimine göreyse daha uygun maliyetli ve ölçeklenebilir bir alternatif olabileceği vurgulamıştır.

Tilahun ve ark. (2021), endüstrinin enerji ihtiyacını karşılamaya yönelik sürdürülebilir bir hibrit güneş-biyokütle tesisinin tasarım ve optimizasyonunu yapmışlardır. Bu çalışmada, biyokütle kazanı ile erimiş tuzun güneş santrali entegrasyonu MATLAB ile modellenmiştir. Sarkis ve ark. (2018) tarafından ise gazlaştırma prosesi ile hibrit entegrasyon yapılarak, enerji, ekserji, ekonomik ve çevresel açıdan incelenmiştir. Irshad vd. (2024) ise fotovoltaik (PV) biyokütle entegrasyonu ile güvenilir enerji sistemlerine dayanan optimal şebeke konsepti oluşturmuşlardır.

Zemann ve ark. (2020) tarafından, biyokütle kazanlı merkezi ısıtma sistemlerinde enerji deposu ile güneş kolektöründen oluşan bir sistem entegrasyonu planlanarak yeni bir kontrol stratejisi geliştirilmiştir. Bu entegrasyonla daha düşük karbon monoksit emisyonlarının oluştuğunu ve bunun da katran, PAH ve partikül emisyonlarındaki azalmalarla ilişkilendirilebileceğini göstermişlerdir. Bu çalışmada Almanya'da ticari satışı yapılan odun briketi yakıtlı, 28 kW kapasiteli sabit yataklı yakma sistemi kullanılmıştır.

Mohameda ve ark. (2020) tarafından Fas Marakeş'in farklı hava koşullarında ticari bir binada (geleneksel bir hamam) sıcak su hazırlama için modern, otomatik pelet kazanlarıyla birlikte düz plakalı güneş toplayıcıların kullanılmasını ekonomik ve enerjik açısından değerlendirmişlerdir. TRNSYS yazılımı kullanarak yıllık simülasyonlar yapılmış, sistem ekipmanlarının çalışma koşulları için kontrol stratejisi geliştirilmiştir. Sonuçta, hibrit uygulamanın referans sisteme göre daha yüksek enerji performansına sahip olduğunu ve daha çevreci bir sistem olduğunu göstermişlerdir. Böyle bir hibrit sistemin konumlandırılmasıyla CO_2 emisyonlarında önemli düşüşler kaydedilebileceği, önemli enerji tasarrufu sağlanacağı belirtilmiştir.

Zhang ve ark. (2020) çalışmalarında özel tasarlanmış, mikro kanallı, hibrit bir güneş/biyokütle kırsal alan ısıtma sistemini analitik ve deneysel olarak incelemişlerdir. EnergyPlus simülasyon programı ile güneş enerjisinin termal verimliliğini %60-%70 aralığında, ısı depolama tankının ısı dönüşüm faktörünü ise 0,94-0,98 aralığında hesaplamıştır. Birim alan başına ısı yükü endeksi 46,86W/m^2 hesaplanmışken, toplam yıllık enerji talebinin %63,31'i güneşten %36,69'u ise biyokütleden sağlanabilmiştir. Geleneksel birincil enerji tedarik sistemi ile karşılaştırıldığında, hibrit ısıtma sisteminin enerji dönüşüm etkisinin daha yüksek olduğu gösterilmiştir.

Palomba ve ark. (2020) tarafından Avrupa'nın farklı lokasyonlarında konut binalarının ısıtma, soğutma ve kullanım sıcak suyu ihtiyacını karşılamak için güneş enerjisi kolektörleri, bir biyokütle kazanı ve yenilikçi

bir geri dönüşümlü hibrit ısı pompası/ORC konseptine dayalı bir sistem incelenmiştir. Çalışmada, standart çok katlı bir bina için (dört katlı yaklaşık 1000m^2), daha sıcak iklimlerde ısıtma talebinin %70'ine, soğutma talebinin ise %100'üne kadar sistemin karşılanabileceğini ve kuzey iklimlerinde yenilenebilir enerji kaynaklarının %60'ına kadar çıkabileceğini göstermişlerdir.

Türkiye'de ısıtma amaçlı güneş enerjisinin biyokütle ile entegrasyonuna ilişkin çok fazla çalışma bulunmamaktadır. Çaliskan (2015) tarafından 120 m^2 bir alan için yapılan analizlere göre binanın en verimli ve sürdürülebilir enerji seçeneğinin güneş enerjisi olduğu, ikinci sırada ise biyokütle enerjisinin geldiği bulunmuştur. Çevresel analizlere göre de en az CO_2 salımını yapan ısınma teknolojisinin sırasıyla güneş – biyokütle ve doğalgaz yakıtlı elektrik enerjisi olarak bulunduğu vurgulanmıştır. Yilmazoglu ve ark.'nın (2012) yaptıkları bir çalışmada ise, Türkiye'deki Soma-A termik santralinin güneş enerjisiyle yeniden güçlendirilmesini simüle etmiş, Soma-A termik santralinin parabolik oluk tipi kolektörlü güneş enerjisiyle yeniden çalıştırılması ile kazanın tam yükte çalışmasına göre %14 güç artışı ve %14 CO_2 azalmasına neden olduğu sonucuna varılmıştır. Bununla birlikte, güneş enerjisiyle yeniden güçlendirme maliyetinin 10 yılda geri ödeme süresi olduğu öngörülmüştür.

Özdemir (2017) yüksek lisans tezinde parabolik oluklu güneş kolektörleri ile biyokütle yakma sistemlerinden kesintisiz elektrik üretimi ve daha düşük CO_2 ayak izi elde etmek için Aspen Plus yazılımı ile Rankine çevrimine dayanan bir model oluşturulmuştur. Simülasyonda 1 MW ve 5 MW kurulu gücündeki sistemler için %80 borçlanma senaryosu için iç karlılık oranı %15,64 olarak hesaplanmış ve o günkü mevcut faiz oranlarının üzerinde bulunup, proje yatırıma uygun bulunmuştur.

Kanatlı hayvan gübresi, bir atık veya değerli bir kaynak olarak kabul edilebilecek bir malzemedir. Biyokütle enerjisi termal dönüşüm sistemleriyle, kanatlı hayvan altlığı gibi organik içerikli atıkları da çevresel etkilerini azaltarak yenilenebilir enerjiye dönüştürmek mümkün olabilmektedir (McKendry 2002, Cantrell vd. 2008). Tavukçulukta üretilen iki ana altlık türü; yani etlik ve yumurta tavuğu altlığı (gübresi), bulunmakla birlikte, çoğunlukla karbon (C), su ve daha az miktarlarda azot, fosfor ve potasyum içermektedir. Ek olarak, genellikle önemli miktarlarda ikincil bitki besin maddesi ile magnezyum, kalsiyum, klor, sodyum, manganez, demir, bakır, çinko ve arsenik izleri vardır (Kelleher vd. 2002). Havada kurutulmuş kanatlı hayvan altlığı, genellikle kömürün ısıl değerinin yaklaşık yarısı kadar bir değere sahiptir (Abelha vd. 2003).

Tavuk gübresi, genel olarak ısıl işlem için oldukça karmaşık ve heterojen bir malzeme olmasına rağmen, hızla bertaraf edilmesini de sağladığı için bu atığın işlenmesinde yakma teknolojisi, köklü bir teknoloji olarak öne çıkmakta, son yıllarda da artan bir ivme ile ilerlemektedir (Abelha vd. 2003, Zhu vd. 2005, Lynch vd. 2013, Font-Palma 2012). Örnek olarak, İngiltere Westfield'deki yakma tesisi, yıllık 110.000 ton gübre tüketen ve 9,8 MW güç üreten, bir kabarcıklı akışkan yataklı yakma santralidir (Quiroga vd. 2010, Korpinen 2012), Türkiye'de ise Manisa Güres Enerji'de kurulu 2,3 MW_e kapasiteli endüstriyel akışkan yatak yakma sisteminde günlük 400 ton yumurta tavuğu gübresi yakılmaktadır (Sorgulu vd., 2021).

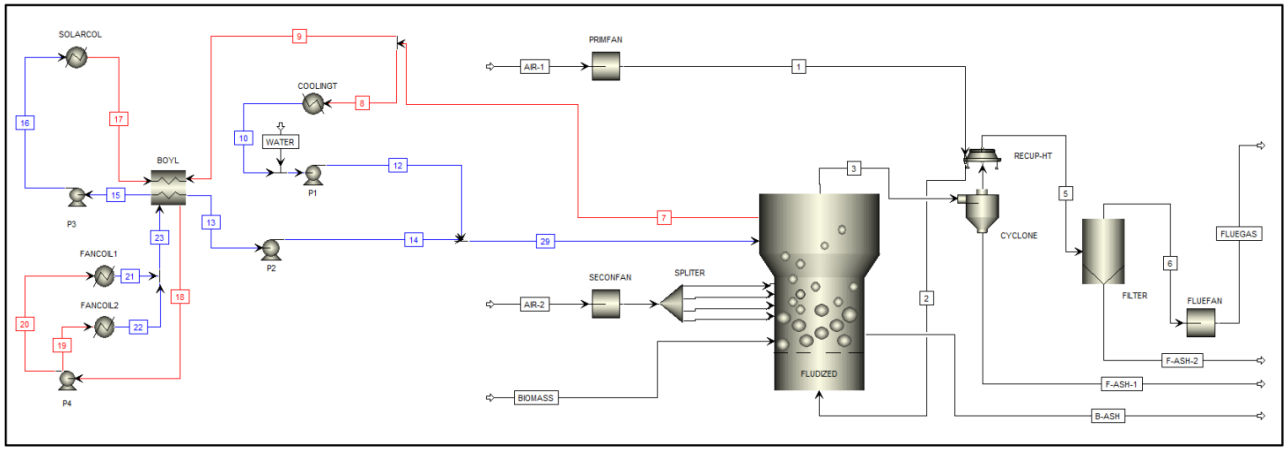
Akışkan yataklı yanma teknolojisi (AYYT), yakıt esnekliği, reaksiyon stabilitesi ve etkinliği nedeniyle en uygulanabilir, nispeten düşük emisyonlar üretebilen teknolojilerdendir. Ancak, nispeten düşük yanma sıcaklığı nedeniyle gübrenin akışkan yataklı sistemde yakılması bazı işletme problemlerine yol açmakta ve bu nedenle konunun araştırılmasını gerekli kılmaktadır (Abelha 2003, Khan vd. 2009, Lynch vd. 2013, Henihan vd. 2003, Billen vd. 2014).

AYYT ve hibrit uygulama çalışmaları incelendiğinde özellikle CSP sistemlerle biyokütle yakma teknolojisinin entegre edilmesi ve teorik çalışmaların çoğunlukta olduğu gözlenmiştir. Bu çalışmada, bertarafı sorunlu bir atık olan tavuk gübresi kullanılarak hem elektrik hem de ısı üretimi hedefleyen 40 kW_{th} kapasiteli KAY biyokütle yakma sisteminin güneş enerjisi teknolojileriyle entegrasyonu hedeflenmiştir. Böylece, atıkların değerlendirildiği, yüksek verimliliğe sahip bir işletme modeliyle güneş ve biyokütle enerjisinin birlikte kullanıldığı pilot ölçekli bir ısıtma sistemi oluşturulmuş, sistemin iyileştirilmesine yönelik öneriler sunulmuştur.

MATERYAL VE METOD

Güneş-Biyokütle Hibrit Enerji Üretim Modeli

Deneylerde kullanılan KAY yakma sistemi "ERA MIN Joint Call 2017" çağrısı kapsamında TÜBİTAK tarafından desteklenen "Tavuk Gübresinden Fosfor Bileşiklerince Zengin Kül Üretilmesi" projesi kapsamında kurulmuştur. Kapalı alan, radyatörler, güneş ısıl sistemi ve 10 kW PV panel ve akü sistemi ise "Öncelikli Alan Araştırma Projesi" çağrısı kapsamında Ege Üniversitesi Bilimsel Araştırma Koordinatörlüğü tarafından desteklenen "Güneş Enerjisi Destekli Biyokütle Yakma Sisteminin Bireysel Isıtma Sistemine Entegrasyonu ve Performansının Değerlendirilmesi" isimli proje kapsamında yakma sistemine entegre edilmiş, sistemin akım Şekil 1'de gösterilmiştir.



Şekil 1. Kapalı alan ısıtması için kullanılan güneş enerjisi destekli KAY sistemi proses akım şeması

10-40 kg/h yakıt besleme kapasiteli KAY yakma sistemi başlıca; yakıt besleme bunkeri, akışkan yatak kolonu (reaktörü), partikül tutma siklonu, kazan besi pompası ve soğutma kulesi, torbalı filtre ve bacadan oluşmaktadır. Akışkan yatakta birincil havanın (akışkanlaştırma ve yanma havası) ön ısıtılması için siklon çeperlerindeki ısıdan faydalanılmıştır. Birincil hava fanı ile dış ortamdan çekilen yanma havası, siklon etrafındaki hava ceplerinden geçirilerek hem siklon içerisindeki baca gazının soğutulması için hem de giriş havasının ısıtılması için kullanılmaktadır. Yanma kolonu içerisinde yanma gazlarının ısısını almak ve aynı zamanda yatağı belirli bir sıcaklıkta sabit tutabilmek için iç içe geçmiş iki borudan oluşan bir ısı eşanjörü kullanılmıştır. Isı eşanjörü, dış yüzeylerinden yanma gazları ile çevrilmiş olup yanma gazları ısısı ile ısı eşanjörü içindeki suyun ısıtılması/buharlaştırılması sağlanmaktadır. Sistem ayrıca Şekil 1'den de görüldüğü gibi bir soğutma grubu ile entegre edilmiştir. Soğutma grubu, soğutma kulesi ve pompadan ibaret, alan ısıtma yapılmadığı durumda devreye alınmakta, kazan içindeki ısı eşanjöründen çekilen ısı atmosfere atılmaktadır. Siklon çıkışında partiküllerin büyük bir kısmını siklonda bırakan baca gazı, torbalı filtreye gönderilmektedir. Filtre çıkışında ID fan (emiş fanı) ile çekilen yanma gazları bir bacadan atmosfere yaklaşık 120-130°C sıcaklık aralığında atılmaktadır. Emiş fanı ile otomasyon üzerinden yatak basıncı vakum altında tutulmaktadır. Yatağın vakum altında çalıştırılması yakıt beslemeyi de kolaylaştırmaktadır. Sisteme ikincil havalar için ayrı bir FD fan eklenerek, iki ayrı noktadan kontrollü bir şekilde serbest bölgeye hava verilebilmektedir. Yakıt, besleme bunkerinin altındaki bir helezonla, yanma kolonuna dağıtıcı plakanın hemen üzerinden gönderilmektedir. Helezona ikinci bir bunker de ilave edilmiş böylece yatağa kum takviyesinin bu sayede yapılması planlanmıştır. Yataktan kül alımı bir taşkın borusu ile sağlanmış, sifon tipi taşkın borusu bir kül deposu ile irtibatlandırılmıştır. Ateşleme sistemi için LPG gaz ile çalışan bir brülör sistemi bulunmaktadır. Uçucu kül ise hem siklonun altından hem de torbalı filtreden alınmaktadır.

Akışkan yatak yakma sisteminin farklı noktalarına yerleştirilen sensörler ile ölçülen sıcaklık ve basınç değerleri bir SCADA yazılımı üzerinden bilgisayara aktarılmaktadır. Tüm sistemde kullanılan fanlar, motorlar, sürücüler bilgisayar üzerinden kontrol edilebilmektedir. KAY sistemi işletmedeyken sistemde çalışan tüm ekipmanların şebekeden çekmiş olduğu akım ve gerilim değerlerine bağlı hesaplanan enerji tüketim değerleri de kWh olarak anlık ölçülmüş ve kayıt altına alınmıştır.

KAY sistemine entegre edilen güneş ısıl sistemi, çalışma ofisi olarak da kullanılabilecek yaklaşık 42 m^2 kapalı hacmin ihtiyacına göre detaylı hesaplamaları yapılarak boyutlandırılmıştır. Sistemde her biri 2,4 m^2 yüzey alanına sahip 4 adet selektif yüzeyli bakır borulu kolektör seti bulunmaktadır. Kolektör setinden çıkan sıcak su bir boylerin eşanjörüne yönlendirilmekte buradan da boyler içerisindeki ikincil akışkana ısıyı aktarmaktadır. Boylerde hem güneş enerjisinden gelen ısıyı taşıyan bir adet eşanjör hem de KAY sisteminden gelen ısıyı taşıyan bir adet eşanjör bulunmaktadır. Kapalı hacim içerisinde bulunan radyatörlerde dolaşan sıcak su ise boyler deposundan sağlanmaktadır.

Hem kazandaki ısının hem de kolektördeki ısının birlikte veya ayrı ayrı hacim ısıtmasındaki etkilerini inceleyebilmek amacıyla iç ve dış ortam sıcaklığı, kolektör hattı ve kazan hattı sıcaklıkları gibi detaylı sıcaklık verileri sürekli ölçülmüştür. Gelen güneş ışınımı ise iki adet CMP 11tipi piranometre ile ölçülerek kaydedilmiştir. Piranometreler toplayıcı düzlemine (yani eğik yüzeye) gelen ışınımı ve yatay düzleme gelen ışınımı ölçmektedir. Bununla birlikte kapalı hacim olarak standart konteyner boyutları olan her biri 3X7=21 m^2 kapalı hacme sahip, üst üste 90 derece açı yapacak şekilde konumlandırılmış iki konteyner kullanılmıştır. Her bir kapalı hacim iç sıcaklığı iki farklı konumda (ayakta baş hizası (160cm) ve oturur pozisyonda baş hizası (80cm)) sürekli ölçülüp kayıt altına alınmıştır (Şekil 2).



Şekil 2. Kapalı hacim ve sıcaklık ölçüm noktaları

KAY sisteminin bulunduğu alanın güneş enerjisi açısından özellikleri de göz önünde bulundurularak toplam elektrik enerjisinin bir kısmını karşılamak amacı ile 10 kW kapasiteli bir PV/batarya grubuyla da desteklenmektedir.

Bu çalışmada kurulan hibrit sistemin performans testleri gerçekleştirilmiştir. Yakma deneyleri için Güres Enerjinin tavuk çiftliklerinden temin edilen fosforca zengin tavuk gübresi kullanılmıştır. Deneylerde kullanılan tavuk gübresinin kısa ve elementel analizleri yapılmış, yakıtın üst ısıl değeri ise;

$$HHV = 0{,}3443\,C + 1{,}192\,H - 0{,}113O - 0{,}024\,N + 0{,}093\,S$$

eşitliğinden yararlanarak hesaplanmıştır (Huang ve Lo, 2020).

Farklı zamanlarda farklı amaçlar için pilot KAY sistemi çalıştırılmıştır, ilk denemede yatak ısıtması yapılmadan yatak içeresindeki akışkanlaşma ve basınç değişimi incelenmiştir, diğer denemelerde ise düzenli yanma rejiminin sağlanması üzerine çalışmalar yürütülmüştür. Her deney süresince tüketilen elektrik enerjisi miktarı kaydedilmiş, sistemin stabil bir yakma rejimine ulaşmasından sonra baca emisyonları TESTO 350 baca gazı analiz cihazı ile ölçülmüştür.

Güneş ısıl sisteminin bireysel ısıtma sistemi için düzenli ölçümlere 10 Şubat 2023 tarihinde başlatılmıştır. Sadece güneş ısıl sistemi ile ısıtma denemeleri yürütülmüş, boylere etkisi incelenmiştir. 2024 yılı içerisinde de ölçümlere devam edilmiş, Ocak, Şubat ve Mart ayları gibi farklı aylarda, bulutlu, güneşli ve yağmurlu günler seçilerek güneş ısıl sistemin etkisi değerlendirilmiştir.

Enerji denklikleri ve ekonomik yaklaşım

Elde edilen deneysel sonuçlara göre KAY sisteminin çalışma koşulları ve emisyon değerleri senaryosu oluşturulmuş, yakma sistemi verimi;

$$\eta = \frac{\%\,CO_2}{\%\,CO_2 + \%\,CO} \times \%100$$

eşitliğine göre hesaplanmıştır (Patumsawad ve Cliffe 2002). Soğutma suyu için denemelerde gözlenen en yüksek 40°C sıcaklık farkı dikkate alınarak, sistemin toplam ısı kaybı;

$$\sum \dot{E}_i = \sum \dot{E}_e$$

$$\dot{Q}_{yakıt} = \dot{Q}_{su} + \dot{Q}_{kayıp}$$

$$\dot{Q}_{kayıp} = \dot{m}_{yakıt} \times LHV_{yakıt} \times \eta - \dot{m}_{su} \times C_p \times \Delta T$$

$$LHV_{yakıt} = HHV_{yakıt} - 10{,}55 \times [(M + 9 \times H)]$$

denklemlerine göre hesaplanmıştır. Yakıt veya su debisi *m*; alt ısıl değeri *LHV (BTU/lb)* ile ifade edilirken, ⁄ yanma verimini, C_p suyun özgül ısısını ve ⊗*T*, suyun giriş-çıkış sıcaklık farkını simgelemektedir.

Isıtma performansının değerlendirilmesi amacıyla konteyner ısı kayıpları da hesaplanmıştır. Konteyner ısı kaybı, güneşli tam bir gün verileri dikkate alınarak, toplam ısı geçiş katsayısı *U* (W/m^2°C) olmak üzere;

$$\dot{Q}_{kon.kayıp} = A * U * \Delta T$$

eşitliğinden yararlanarak hesaplanmıştır. Bu formülde *A* (m^2), toplam konteyner yüzey alanı, ⊗*T* (°C) ise konteyner iç ortam ile dış ortam sıcaklığı arasındaki fark olarak verilmiştir. Isı geçiş katsayısı, hesaplanırken yüzeylerdeki yapı malzemesi kalınlıkları l_n (m) ile ısı iletim katsayıları λ_n (W/ m°C) dikkate alınmıştır. Konteyner iç ve dış ortam havasının ısı taşınım katsayısı sırasıyla $\alpha_{dış,i}$ (W/ m^2°C) ve $\alpha_{iç,i}$ (W/m^2°C) olmak üzere toplam ısı geçiş katsayısı;

$$\frac{1}{U} = \frac{1}{\alpha_{iç}} + \frac{l_1}{\lambda_1} + \frac{l_2}{\lambda_2} + \ldots\ldots + \frac{1}{\alpha_{dış}}$$

eşitliğiyle hesaplanmıştır (Kutlu, 2009).

Aynı gün için konteynerin güneş enerjisi ile ısınma performansı da incelenmiş, Konteynerin kapalı hacminin nemli hava ile dolu olduğu varsayılmış, 9 saatlik güneşlenme süresi (08:00 ile 19:00 arası) içerisinde ölçülen değerler dikkate alınarak;

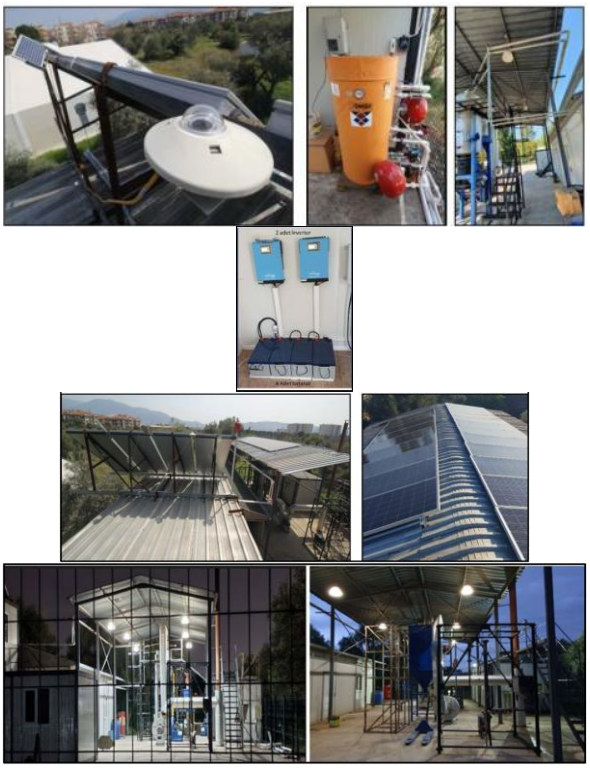
$$\dot{Q} = \dot{m}_{hava} \times C_p \times \Delta T$$

formülüne göre toplam kazanılan ısı enerjisi hesaplanmıştır. Son olarak, 42 m^2 kapalı alanın kış ayları iklimlendirme koşulları için standart iç ortam sıcaklığında (~21°C) tutulması hedeflenerek bir senaryo oluşturulmuştur. İzmir koşullarında kış aylarında gündüz saatlerinde ısıtmanın güneş enerjisi

ile gerçekleşmesi ve kalan enerji miktarının biyokütle yakma tesisi ile karşılandığı varsayılarak, gereken enerji ve yakıt miktarı hesaplanmıştır. Gereken yakıt miktarına ve 2025 yılı doğalgaz ve elektrik fiyatlarına bağlı olarak, hibrit sistemin alternatif getirisi hesaplanmıştır.

BULGULAR VE TARTIŞMA

Güneş enerjisi destekli KAY sisteminin kurulu olduğu sahadan bazı görseller Şekil 3' de verilmiştir.



Şekil 3. Kurulan hibrit model görselleri

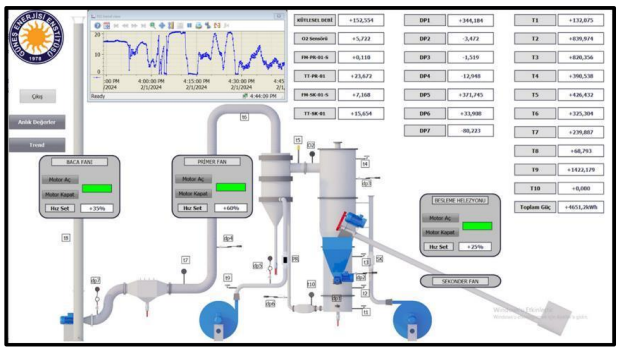
KAY sistemi deneysel çalışmaları

KAY sisteminde Güres Enerji firmasından bedelsiz olarak temin edilen 3 ton yumurta tavuğu gübresi yakma denemelerinde kullanılmıştır. Deneylerde kullanılan yakıtın analiz sonuçları Tablo 1'de verilmiştir.

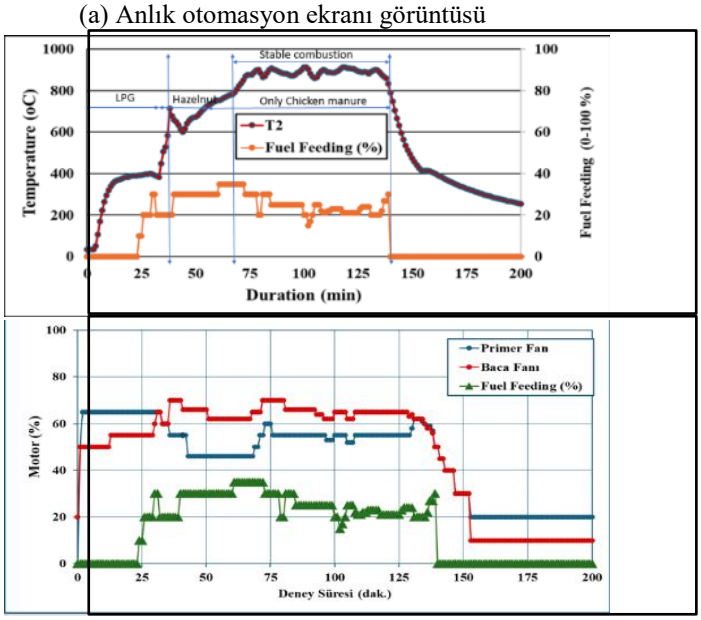
Tablo 1. Kuru bazda yakıt analiz sonuçları

Uçucu madde %	59,68
Kül %	22,20
Sabit Karbon %	18,12
Karbon - C %	34,2
Hidrojen - H %	4,3
Azot - N %	3,2
Oksijen - O %	35,40
Kükürt - S %	0,7
Üst Isıl Değer - HHV MJ/kg	12,89

Düzenli yakma için tavuk gübresi %27,6 neme kadar kurutulmuş, 8 mm altına kadar öğütülüp elenerek homojen bir yakıt haline getirilmiştir. Bu yakıtla yapılan yakma deneyi start-up aşamasında, yatak LPG brülörüyle 400°C'ye kadar ısıtılmıştır. Ardından, yatak sıcaklığını daha da artırmak için yüksek kaliteli bir biyokütle yakıtı olan fındık kabukları, gazla birlikte yatağa beslenmiş ve sıcaklık 700°C'ye ulaşmıştır. Bu noktada LPG kesilerek, yalnızca fındık kabuklarıyla yanmaya devam edilmiştir. Sıcaklığın rejime girmesinin ardından fındık kabukları yerine sadece tavuk gübresi yatağa beslenmeye başlanmış ve sistem sadece bu yakıtla çalıştırılmıştır. Bu süreçte yatak sıcaklığı yaklaşık 900°C'ye kadar yükselmiş ve oldukça kararlı bir yanma sağlanmıştır. Baca gazı içerisindeki oksijen oranı %8-10 arasında tutulmuş ve emisyonlar ölçülmüştür. Yaklaşık 80 dakika boyunca sıcaklık ve emisyon değerleri istenilen düzeyde sabit tutulmuştur. Deney, kontrollü şekilde sonlandırılarak yatak soğumaya bırakılmış, alt kül, siklon ve torba filtre külleri toplanmıştır. Bu deneye ait veriler Şekil 4'de paylaşılmıştır.



(a) Anlık otomasyon ekranı görüntüsü



(b) Deney süresince bazı parametrelerdeki değişimler

Şekil 4. Yakma deneyi süresince parametrelerdeki değişimler

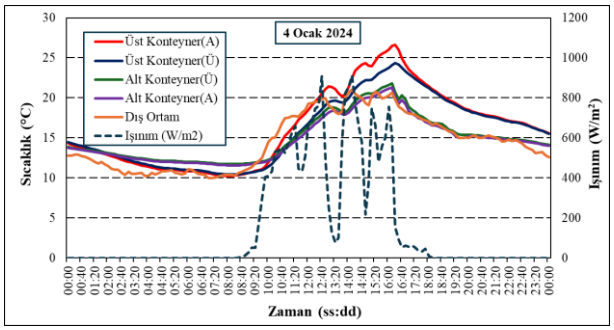
KAY sisteminde düzenli yakma rejiminin elde edildiği sırada, güneş enerjisi hattı devre dışı bırakılmış, kazan ile soğutma kulesi arasındaki vanalar kapatılarak sıcak suyun sirkülasyonu boyler hattına yönlendirilmiştir. Deney öncesinde 10°C olan boyler giriş su sıcaklığı deney süresince yaklaşık 50°C sıcaklığa kadar ulaşmıştır. Kazan ile boyler arasındaki 50 metrelik gidiş-dönüş boru hattı ve bazı bölgelerde dış etkenlerden zarar görmüş izolasyona rağmen elde edilen bu sıcaklık, kapalı alan ısıtması açısından umut verici bulunmuştur (Şekil 5). Diğer yakma deneylerinde ise boyler sıcaklığı 72°C'ye kadar çıkarılmış; yaklaşık %30 nem içeren yakıt kullanılsa da, homojenlik sağlandığında alan ısıtması için gerekli sıcaklıklara kolaylıkla ulaşılabildiği gözlemlenmiştir.



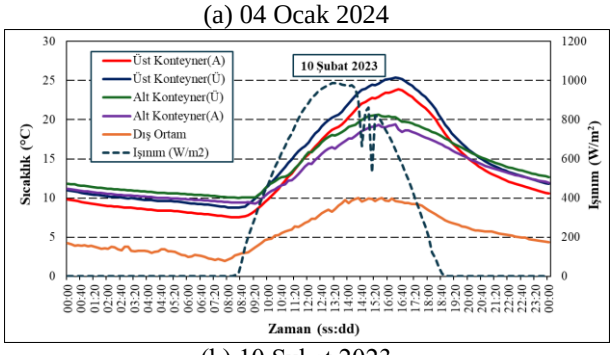
Şekil 5. İki farklı deneyde ısıtma hattında görülen sıcaklık değişimleri

Mekan ısıtma deneysel çalışmaları

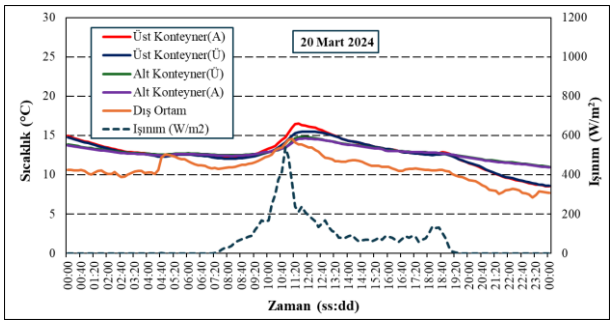
İki katlı konteynerlerin her birinde iki farklı yükseklikte sıcaklıklar ölçülerek homojen sıcaklık dağılımı değerlendirilmiş, İzmir ili için Ocak, Şubat ve Mart aylarındaki ısıtma performansı incelenmiştir.



(a) 04 Ocak 2024



(b) 10 Şubat 2023



(c) 20 Mart 2024

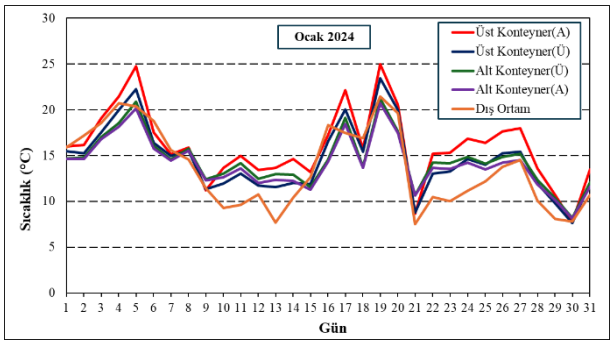
Şekil 6. Işınımın değişken olduğu bazı aylarda görülen sıcaklık değişimleri

Şekil 6'daki verilere göre, her koşulda iç ortam sıcaklıkları dış ortamın üzerinde seyretmiştir. Gündüz saatlerinde sıcaklık farkı artmış, bu artış özellikle güneş ışınlarının yoğunlaştığı saatlerde belirginleşmiştir. Bu durum, güneş enerjisiyle kapalı hacimlerin ısıtılmasının mümkün olduğunu göstermektedir. Güneş ışınımının daha fazla etkilediği ve betonla teması olmayan üst konteyner, her zaman alt konteynere göre daha fazla ısınmıştır. Ayrıca, ayakta baş hizasında (160 cm) ölçülen sıcaklık, oturur pozisyondaki baş hizasına (80 cm) göre nispeten daha yüksek olmakla birlikte kabul edilebilir bir sıcaklık dağılımının olduğu söylenebilmektedir. Sistemde otomatik bir kontrol olmadığı için sıcaklık artışları şimdilik kontrolsüz gerçekleşmiştir.

Bulutlu bir kış günü olan 4 Ocak 2024'te, sabah 09:00'a kadar güneş ışınımı etkili olmamış, öğle saatlerinde kolektör yüzeyinde en yüksek ışınım 911 W/m²'ye ulaşmıştır. 12:00–16:00 saatleri arasında ise bulut geçişleri nedeniyle ışınım anlık olarak 100 W/m²'ye kadar düşmüştür. Sabah saatlerinde iç ve dış sıcaklıklar birbirine yakınken, ışınım artışıyla birlikte iç ortam sıcaklığı dış ortama göre en az 6°C daha yüksek kaydedilmiştir. Güneş etkisi 16:00 sonrası azalsa da iç sıcaklık dışa göre yüksek kalmaya devam etmiş, 15°C altına ancak saat 20:00'de düşmüştür. Gece yarısından sonra sıcaklıklar birbirine yaklaşmıştır. Konteynerlerde daha iyi bir yalıtım sağlanırsa bu sıcaklığın daha uzun süre korunabileceği öngörülmektedir. Ancak, enerji verimliliği ve yatırım maliyetleri birlikte değerlendirilerek İzmir için optimum yalıtım kalınlığının hesaplanması ve buna uygun bir teorik model geliştirilmesi daha doğru bir yaklaşım olacaktır.

Kış aylarında gün içinde yaşanan kısa süreli ışınım düşüşleri, iç sıcaklıklarda büyük dalgalanmalara yol açmamış; ortalama 20–25°C seviyelerine ulaşılmıştır. Ancak sağanak yağışlı bir günde (Şekil 6c), iç ortam sıcaklıklarının daha stabil kaldığı ancak ısıtmanın yetersiz olduğu ve iç sıcaklığı maksimum 17°C'ye kadar yükseltebildiği, bu günlerde kullanılmak üzere

ek ısıtıcılara veya ısı depolamaya ihtiyaç duyulabileceği görülmüştür.



Şekil 7. Ocak ayı boyunca her gün saat 14:00'de alınan anlık sıcaklık değişimleri

Ocak ayı boyunca her gün saat 14:00'te yapılan dış ortam sıcaklığı ölçümlerinde, en düşük sıcaklık 7,5°C ile 21 Ocak'ta, en yüksek sıcaklık ise 21,5°C ile 19 Ocak'ta kaydedilmiştir. Dış ortamdaki bu sıcaklık değişimleri, konteynerin iç sıcaklığını da etkilemiştir (Şekil 7). Buna rağmen, en düşük iç ortam sıcaklıklarına (alt konteyner-80 cm) göre toplam 31 günün %61'inde, en yüksek iç ortam sıcaklıklarına (üst konteyner-80 cm) göre de %77'sinde iç ortam sıcaklığı dış hava sıcaklığının üzerinde kalmıştır. Bu durum, uygun bir otomasyon sisteminin entegrasyonuyla konfor koşullarının sağlanabileceğini, özellikle geceleri ek ısıtma/ısı depolama ile standart yalıtım kalınlığının artırılması gerekliliğini ortaya koymaktadır.

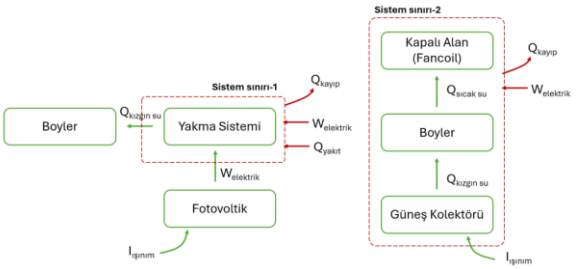
Enerji analizi sonuçları

Teknik analizde ticari ölçek uygulamalarını yansıtması için tavuk gübresi ile gerçekleştirilen denemelerde ideal yanma sıcaklığına ulaştıktan sonra elde edilen ve kaydedilen çalışma koşulları ile baca gazı emisyonları baz alınmış, Tablo 2'de parametreler özetlenmiştir.

Tablo 2. KAY sistemi çalışma koşulları ve emisyon değerleri özeti

Proses Koşulları		**Değerler**
Yanma sıcaklığı	(ºC)	900
Baca gazı oksijen miktarı	(%)	8-10
Yakıt besleme debisi	(kg/h)	23
Yanma verimi	(⎜ -%)	96,2
Dış ortam sıcaklığı	(ºC)	17
Emisyonlar		
CO	(ppm)	3097
NO	(ppm)	162
NO_x	(ppm)	170
SO_2	(ppm)	0
CO_2	(%)	7,92
O_2	(%)	9,03
Yakıt Özellikleri		**Değerler**
Nem miktarı	(%)	27,6
Üst ısıl değeri	(MJ/kg kuru)	12,9
Kül	(%kuru)	22,2
Uçucu madde	(%kuru)	59,7
Sabit karbon	(%kuru)	18,1
Soğutma Suyu Koşulları		
Çalışma basıncı	(bar)	5
Su sirkülasyonu debisi	(l/dak)	16,2
C_p @ 5 bar	(kJ/kg·K)	4,22

Bu işletme koşullarında, karbon kayıplarının olmadığını, beslemede bulunan karbonun tamamen CO ve CO_2'ye dönüştüğü varsayılarak, sistemin yanma verimi (⎜) %96,2 olarak hesaplanmıştır. Isı kayıplarının çıkartılması içinse öncelikle sistem sınırları belirlenmiştir (Şekil 8). Ölçüm noktalarına bağlı olarak, hibrit sistem iki bölümde incelenmiş, Şekil 8'de gösterilen Sistem Sınırı-1'e göre yakma sisteminden elde edilen ısının boylere aktarıldığı deneme sonuçları kullanılmış ve teorik bir hesap yapılmıştır. Hesaplamalarda tüketilen toplam elektrik enerjisinin PV ve akü grubundan karşılandığı varsayılmış, soğutma suyu için denemelerde gözlenen en yüksek 40°C sıcaklık farkı dikkate alınmıştır.



Şekil 8. Isı kaybı hesabından seçilen sistem sınırları

Tablo 2'de verilen çalışma koşulları dikkate alınarak yapılan hesaplamalarda, toplam ısı kaybı 9,2 kWh olarak bulunmuş ve bu değer, giren yakıt enerjisinin %18,3'üne karşılık gelmiştir. Toplam ısı kaybı içerisinde, az miktarda da olsa akışkan yatak ısı kaybı ile yatak içi eşanjördeki ısı transferinde görülebilecek kayıpların da bulunduğu bilinmekle birlikte, sistemde yine de yüksek bir ısı kaybı oluşmuştur. Yüksek bulunan bu ısı kayıplarının özellikle soğutma suyu hattı ile boyler arasındaki mesafenin uzun ve izolasyonsuz olması ile yakıtın %30 gibi yüksek oranda nem içermesi sonucu oluştuğu kanaatine varılmıştır.

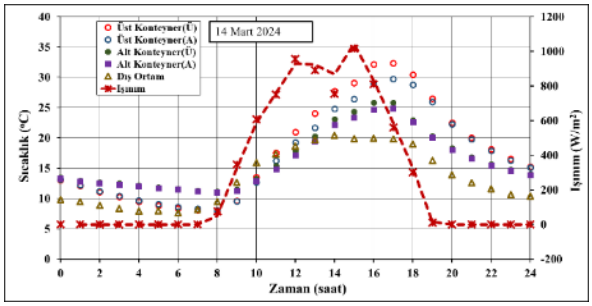
Sistem Sınırı-2'ye göre konteynerlerin ısı kayıpları ve güneş enerjisi sistemi ile ısıtma performansı incelenmiştir. Bu hesaplamada, dış ortam sıcaklığının 7,6°C ile 20,4°C arasında değiştiği, güneşli tam bir gün seçilmiştir. Konteynerin malzeme ve boyutları ile ısı iletim katsayıları Tablo 3'te verilmiştir.

Tablo 3 Konteyner özellikleri ve ısı iletim katsayıları

Boyutları	2800 x 6800 x 2850 mm	
	Malzeme	**Isı iletim**

		katsayısı (W/mK)
Tavan	0,5 mm galvaniz trapezodial	45
	50 mm cam yünü	0,031
	10 mm pvc	0,16
Dış ve iç duvarlar	50 mm sandviç panel cephe, boyalı, galvanizli	0,021
	50 mm 16 dansite karbon alaşımlı EPS	0,033
	10 mm pvc	0,16
Taban	2 mm pvc yer döşemesi	0,16
	14 mm çimento yonga levha	0,15

Seçilen gün için ışınım değerleri öğle saatlerinde 1000W/m^2 civarındayken, gün içerisinde özellikle alt konteynerde iç ortam sıcaklığın 25˚C'ye ulaştığı, farklı noktalarındaki ölçümlerin nispeten paralel seyrettiği görülmüştür (Şekil 9). Gün boyunca minimum dış ortam sıcaklığı saat 06:00'da 7,6°C olarak kaydedilmiş, konteyner iç sıcaklığı ise saat 08:00'da minimum 11°C olarak ölçülmüştür. Bu verilere bağlı olarak, alt konteynerin toplam ısı kaybı 8,56 kWh, üst konteynerinse 8,46 kWh olarak hesaplanmış, yani günlük ortalama ısı kaybı 8,52 kWh olarak bulunmuştur.

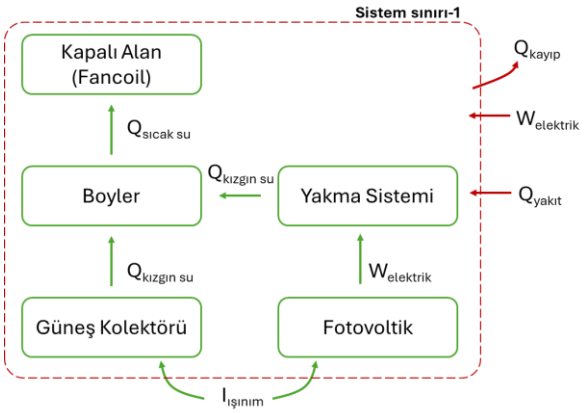


Şekil 9. Seçilen 14 Mart 2024 tarihinde iç ve dış ortam sıcaklığındaki değişimler

Aynı gün için konteynerin güneş enerjisi ile ısınma performansı da incelenmiş, 9 saatlik güneşlenme süresi (08:00 ile 19:00 arası) içerisinde elde edilen minimum sıcaklıktan maksimum sıcaklığa kadar ortam havası ve iç yapı malzemelerinin ısınması için gereken enerji hesaplanmıştır. Her biri 54,26 m^3 kapalı hacme sahip konteynerlerin, %70 bağıl neme sahip hava ile dolu olduğu varsayılmış, havanın sabit hacimde özgül ısı kapasitesi ve yoğunluğu dikkate alınmıştır. Bu koşullarda tüm gün güneş ışınımı ile gelen 70,8 kWh enerjinin %28'inin iç ortam ısıtması için harcandığı görülmüştür. İki katlı konteynerlerin ısı kaybı da dikkate alındığında ısıtma verimi %52 olarak hesaplamıştır. Bu ısınma içerisinde, az miktarda da olsa direk güneşlenme ile cephesinin ısınma etkisinin olduğu da unutulmamalıdır. Buna ek olarak, kazanılan enerjinin %24'ünün ısı kaybı olarak kaybedildiği de dikkat çekicidir. Toplam ısı kaybının %70-80 arasında konteyner tabanından kaybedildiği görülmüştür. Bu tür yapıların temelinde çatıdaki izolasyon kalınlığı kadar bir yalıtım uygulanması durumunda ısı kaybının %73 oranında azaltılabileceği anlaşılmıştır.

Konfor şartlarında üretim senaryosu

Avrupa'da yaşanabilir oda sıcaklığı, iklimlendirme ve enerji verimliliği standartlarına göre değişiklik gösterebilir, ancak genel olarak kış aylarında 20°C ile 22°C arası ideal kabul edilirken, yaz aylarında 24°C ile 26°C arası konforlu olarak kabul edilmektedir. Bu çalışmada, iki katlı kapalı alanın kış ayları için konforlu oda sıcaklığında (~21°C) tutulması hedeflenerek bir senaryo oluşturulmuştur. Bu senaryoda, dış hava sıcaklığı 10°C olarak alınmış, gereken ısı miktarı, konteynerin ısı kaybına eşit olduğu kabul edilmiştir. İzmir koşullarında güneşli bir günde planlanan bu senaryoda, gündüz saatlerinde ısıtmanın güneş enerjisi ile gerçekleşmesi ve kalan enerji miktarının biyokütle yakma tesisi ile karşılandığı varsayılacak, yapılan hesaplamalarda gereken yakıt miktarı ve elektrik miktarı hesaplanmıştır. Bu senaryo için düşünülen sistem sınırları Şekil 10'de gösterilmiştir. Hibrit sistemin elektrik ihtiyacının tamamının fotovoltaik paneller ile karşılandığı varsayılmıştır.



Şekil 10. Güneşli bir gün için gündüz saatlerinde enerji akışı ve sistem sınırları

Bu senaryoda, mevcut konteynerlerin ısı kaybı 50,4kWh olarak hesaplanmıştır. Saatlik 2,1 kWh enerji ihtiyacı olan konteyner, gündüz saatlerinde güneş enerjisi ile kolaylıkla karşılanabilecekken, yapılan denemeler sonucu saat 18:00 ile 09:00 arasında güneşin etkisini yitirdiği ve alternatif enerji kaynaklarına ihtiyaç duyulduğu görülmüştür. Hesaplanan toplam ısı kaybı, 14 Mart günü gündüz saatlerinde hali hazırda güneşten kazanılmış bir enerji miktarıdır. Ancak, konteynerde gece saatlerinde ihtiyaç duyulan pik yükünün, gündüz saatlerinde güneş enerjisinin pik saatleri ile karşılanabilmesi için daha büyük hacimli bir

boyler kullanılması gerekmektedir. Yaklaşık 60°Clik sıcaklık farkı (⊗T) ile ısı depolama düşünüldüğünde yaklaşık 1070 litre kapasiteli boyler hacmine ihtiyaç duyulacaktır. Bu durum, gündüz saatlerinde daha yüksek miktarda enerjinin toplanması için yüksek kapasiteli bir ısı depolama tankı olmasına rağmen, alternatif bir çözümdür.

Diğer bir alternatif ise hibrit sistemde olduğu gibi güneşin yetersiz kaldığı kısımlarda biyokütle yakma sisteminin devreye alınmasıdır. Enerji analizi sonucu hesaplanan ısı kayıpları göz önüne alındığında güneş enerjisinden kalan 13,6 kWh ısı enerjisi için benzer özellikteki yumurta tavuğu gübresi için gereken yakıt miktarı yaklaşık 0,53 kg/saat olarak hesaplanabilmektedir. Toplam ısı kaybının güneş enerjisi olmadan sadece yakma sistemi ile karşılanmadığı durumlarda ise 1,23 kg/h yakıt besleme ihtiyacı doğmaktadır.

Sonuç olarak, mevcut kurulu yakma sisteminin yakıt besleme debisi mevcut konteyner ısıtması için oldukça büyük ölçekli bir tesis olduğu ortaya çıkmış, günlük yaklaşık 950 kWh ısı enerjisi sağlayabilecek yakıt besleme debisine sahip olduğu görülmüştür. Mevcut iki katlı kapalı hacim düşünüldüğündeyse, yaklaşık 18 kat ısı enerjisini sağlayabilecek kapasitededir.

Ekonomik yaklaşım

Senaryoda hesaplanan tavuk gübresi miktarının mevcut yakma sistemin besleme kapasitenin oldukça altında olduğu görülmüştür. Bu durumda hesaplanacak geri ödeme süresinin gerçekçi sonuçlar vermeyeceğini göstermiştir.

Tablo 4. Güncel doğalgaz ve elektrik fiyatları

Parametre	Değer
2025 Elektrik fiyatı-düşük kademe	2,33 TL/kWh
2025 Doğalgaz fiyatı	0,92 TL/kWh

Planlanan senaryo hesaplamalarına bağlı olarak konteynerin mevcut durumda günde 50,4 kWh ısı enerjisi ihtiyacı bulunmuştur. Tablo 4'de de belirtildiği gibi günümüzdeki doğalgaz ve elektrik fiyatlarına göre, ihtiyaç duyulan bu enerjinin günde 68,51 TL doğalgaz tüketimine veya 158,11 TL elektrik tüketimine denk geldiği hesaplanabilmektedir. İzmir iklim koşullarında yaklaşık 5 ay kış sezonu geçirilmektedir. Yaşanan iklim değişikliği nedeniyle de bu süre her geçen yıl daha da kısalmaktadır. Yine de bu süre içerisinde yenilenebilir enerji kaynaklarıyla mevcut 42m^2 mekan ısıtması söz konusu olduğunda, doğalgazdan yılda 10.275,86 TL veya elektrikten 25.872,88 TL kazanç sağlanabilmektedir.

SONUÇ VE ÖNERILER

Mevcut hibrit sistemi bütüncül olarak değerlendirmek gerekirse, sistemde yakıt enerjisi ile pompa ve fanlar gibi ekipmanlar için elektrik enerjisi tüketilmektedir. Bunun yanında sıcak baca gazından ve güneş enerjiden ısı enerjisi, PV ile de elektrik enerjisi üretilmektedir. Sistemde, boru ve ekipmanlardan ısı kayıpları oluşmakta, az miktarda da baca gazı ile atmosfere ısı atılmaktadır.

Kış aylarında güneş enerjisi destekli boyler, yeterli sıcaklıklara ulaşabilmiş; akışkan yatak desteği ile güneş ışınımına bağlı kalmadan sıcaklık stabilizasyonu sağlanabilmiştir. Konteynerde özel bir yalıtım uygulanmamasına rağmen, yalnızca güneşten gelen enerji ile iç ortamda iklimlendirme koşullarına ulaşılabilmiştir. Daha iyi bir yalıtım ve otomasyon sistemiyle bu sıcaklıkların daha da artırılması ve stabil bir konfor koşullarının sağlanması mümkündür. Özellikle kompakt yapılarda tabanda kullanılan yapı malzemelerinin ısı iletim katsayısının duvar ve çatıya kıyasla daha yüksek olması, bu tür yapıların temelinde de izolasyonların artırılması gerektiğini gösterir.

İklim koşullarının stabil tutulması için güneş enerjisine ek gereken yakıt miktarının mevcut yakma sisteminin besleme kapasitenin oldukça altında olduğu saptanmıştır. Diğer bir taraftan, mevcut yakma tesisi ile günlük yaklaşık 950 kWh ısı enerjisi sağlayabilecek yakıt besleme debisine sahip olduğu öngörülmüştür. Kurulu güneş enerjisi kapasitesi ise bu alanı ısıtmak için gereken ısı enerjisinin %73'ünü karşılayabilecek durumda olup, 1,23 kg/h yakıt beslemeli küçük ölçekli bir yakma sistemi ile hibrit ısıtma sistemi oluşturularak güneş ışınımının zayıf olduğu kış aylarında bile ısıtma stabil bir şekilde gerçekleştirilebilecektir.

İzmir iklim koşullarına benzer özellik gösteren illerimizde kış aylarının giderek kısalması nedeniyle, böyle mekan ısıtma yatırımlarının sadece ısıtma amacıyla değil soğutma amacıyla da kullanılması gerektiği önerilir. Bu nedenle de biyokütle yakma, güneş ve ısı pompası hibrit uygulamalarının araştırılması ve geliştirilmesinin önemi bir kez daha ortaya çıkmaktadır.

TEŞEKKÜR

Bu çalışmanın gerçekleştirilmesinde finansal desteklerinden ötürü Türkiye Bilimsel ve Teknolojik Araştırma Kurumu'na (TÜBİTAK, Proje No: 122N038) ve Ege Üniversitesi Bilimsel Araştırma Koordinatörlüğü'ne (Proje No: 22696) teşekkürlerimizi sunarız.

KAYNAKLAR

Abelha, P., Gulyurtlu, I., Boavida, D., Seabra Barros, J., Cabrita, I., Leahy, J., Kelleher, B. and Leahy, M. 2003, Combustion of poultry litter in a fluidised bed combustor, Fuel 82 (6), 687–692

Abeywardana, A.J., 2016, Solar - Biomass hybrid system for process heat supply in medium scale hotels in Sri Lanka, M.Sc. Thesis KTH School of Industrial Engineering and Management Energy Technology, EGI-2016-021MSC EKV1133 Division of Heat & Power SE-100 44 Stockholm

Avwioroko, A., Ibegbulam, C., Afriyie, I., Fesomade, A.T., 2024, Smart Grid Integration of Solar and Biomass Energy Sources, European Journal of Computer Science and Information Technology, 12 (3), 1-14.

Billen, P., Costa, J., van der Aa, L., Westdorp, L., Caneghem, J.V., Vandecasteele, C., 2014. An Agglomeration Index for CaO Addition (as $CaCO_3$) to Prevent Defluidization: Application to a Full-Scale Poultry Litter Fired FBC, Energy&Fuels 28,5455−5462

Çaliskan, H. 2015. Thermodynamic and environmental analyses of biomass, solar and electrical energy options based building heating applications. Renewable and Sustainable Energy Reviews 43, 1016-1034.

Cantrell, K., Ducey, T., Ro, K. and Hunt, P. 2008, Livestock waste-to-bioenergy generation opportunities, Bioresource Technology 99 (17), 7941-7953

Chen, H., Xue, K., Wu, Y., Xu, G., Jin, X., Liu, W., 2021, Thermodynamic and economic analyses of a solar-aided biomass-fired combined heat and power system, Energy, 214, 119023

Cot, A., Ametller, A., J., Vall-Llovera, J., Aguıló, J., Arqué, J.M., 2010, Termosolar Borges: A Thermosolar Hybrit Plant with Biomass. Proceedings in 3rd International Symposium on Energy from Biomass and Waste Venice, Italy; 8-11 November 2010

Falcani, C.F., 2018, Numerical Simulation and Feasibility Study of a Hybrid CSP-Biomass Power Plant, M.Sc. Thesis, EIT InnoEnergy – Environomical Pathways for Sustainable Energy Systems (SELECT)

Font-Palma, C. 2012. Characterisation, kinetics and modelling of gasification of poultry manure and litter: An overview, Energy Conversion and Management 53, 92–98

Henihan, A.M., Leahy, M.J., Leahy, J.J., Cummins, E. and Kelleher, B.P. 2003. Emissions modeling of fluidised bed co-combustion of poultry litter and peat, Bioresource Technology 87, 289-294

Huang, Y.F., Lo, S.L., 2020. Predicting heating value of lignocellulosic biomass based on elemental analysis, Energy 191, 116501

Hussaina, C.M.I, Nortona, B., Duffy, A., 2020, Comparison of hybridizing options for solar heat, biomass and heat storage for electricity generation in Spain, Energy Conversion and Management, 222, 113231

Irshad, A.S., Ueda, S., Furukakoi M., Zakir M.N., Ludin, G.A. Elkholy M.H., Yona, A., Senjyu E.T., 2024, Novel integration and optimization of reliable photovoltaic and biomass integrated system for rural electrification, Energy Reports 11, 4924–4939

Kelleher, B.P., Leahy, J.J., Henihan, A.M., O'Dwyer, T.F., Sutton, D. and Leahy, M.J. 2002, Advances in poultry litter disposal technology – A review, Bioresource Technology 83, 27–36

Khalid, F., Dincer, I., Rosen, M.A., 2015, Energy and exergy analyses of a solar-biomass integrated cycle for multigeneration, Solar Energy, 112, 290-299

Khan, A., Johng, W., Jansens, P.J. and Spliethoff, H. 2009. Biomass combustion in fluidized bed boilers: potential problems and remedies. Fuel Processing Technology 90, 21–50.

Korpinen, K. 2012. Recycling of nutrient and the effect of separation on their distribution. Degree Programme in Biotechnology and Food Engineering Environmental Bioengineering. Thesis in HAMK University of Applied Sciences and MTT Agrifood Research Finland.

Kutlu, O. 2009. Bir biyogaz üretim prosesinin ekserji analizi. Yüksek Lisans Tezi. Ege Üniversitesi , İzmir

Lynch, D., Henihan, A.M., Bowen, B., Lynch, D., McDonnel, K., Kwapinski, W. and Leahy, J.J. 2013. "Utilisation of poultry litter as an energy feedstock". Biomass and Bioenergy 49, 197-204

Lynch, D., Henihan, A.M., Kwapinski, W., Zhang, L., Leah, J.J. 2013, Ash Agglomeration and Deposition during Combustion of Poultry Litter in a Bubbling Fluidized-Bed Combustor, Energy&Fuels, 27, 4684−4694

McKendry, P., 2002, Energy production from biomass (Part 2): Conversion technologies. Bioresource Technology 83, 47-54

Mohameda, K., Michel, H., 2020, Design optimisation of a combined pellets and solar heating systems for water heating in a public bathhouse, Energy Reports, 6, Supplement 9, 1628-1635

Mouaky, A., Rachek, A., 2020, Energetic, exergetic and exergeoeconomic assessment of a hybrid solar/biomass poylgeneration system: A case study of a rural community in a semi-arid climate, Renewable Energy, 158, 280-296

Nixon, J.D., Dey, P.K., Davies, P.A., 2012, The feasibility of hybrid solar-biomass power plants in India, Energy, 46(1), 541-554

Özdemir, M., 2017, Modeling and financial analysis of a solar-biomass hybrid power plant in Turkey, M.Sc. Thesis, ODTÜ

Palomba, V., Borri, E., Charalampidis, A., Frazzica, A., Cabeza, L.F., Karellas, S., 2020, Implementation of a solar-biomass system for multi-family houses: Towards 100% renewable energy utilization, Renewable Energy, 166, 190-209

Patumsawad, S. and Cliffe, K.R. 2002 Experimental study on fluidised bed combustion of high moisture municipal solid waste, Energy Conversion and Management 43, 2329–2340

Quiroga, G., Castrillón, L., Fernández-Nava, Y. and Marañón, E. 2010. Physico-chemical analysis and calorific values of poultry manure. Waste Management 30 (5), 880-884

Sarkis, R.B., Zare, V., 2018, Proposal and analysis of two novel integrated configurations for hybrid solar-biomass power generation systems: Thermodynamic and economic Evaluation, Energy Conversion and Management, 160, 411–425

Sibilio, S. Rosato, A. Ciampi, G. Scorpio, M. Akisawa, A. 2017. Building-integrated trigeneration system: Energy, environmental and economic dynamic performance assessment for Italian residential applications. Renewable and Sustainable Energy Reviews 68 (2), 920-933

Sorgulu, F., Akgul, M.B. Cebeci, E. Yilmaz, T.O. Dincer, I. 2021. A new experimentally developed integrated organic Rankine cycle plant. Applied Thermal Engineering 187, 116561

Tilahun, F.B., Bhandari, R., Mamo, M., 2021, Design optimization of a hybrid solar-biomass plant to sustainably supply energy to industry: Methodology and case study, Energy, 220, 119736

Yilmazoglu, M.Z., Durmaz, A., Baker, D., 2012, Solar repowering of Soma-A thermal power plant, Energy Conversion and Management, 64, 232-237

Zemann, C., Deutsch, M., Zlabinger, S., Hofmeister, G., Golles, M., Horn, M., 2020, Optimal operation of residential heating systems with logwood boiler, buffer storage and solar thermal collector, Biomass and Bioenergy, 140, 105622

Zhang, X., Yang, J., Fan, Y., Zhao, X., Yan, R., Zhao, J., Myers, S., 2020, Experimental and analytic study of a hybrid solar/biomass rural heating system, Energy 190, 116392

Zhu, S. and Lee, S. W. 2005. Co-combustion performance of poultry wastes and natural gas in the advanced Swirling Fluidized Bed Combustor (SFBC), Waste Management 25 (5), 511-518

OFFSHORE WIND TURBINE EFFICIENCY ANALYSIS FOR TURKEY COASTS

Yigit SEVINC[1], N. Filiz TUMEN OZDIL[1]
Adana Alparslan Türkeş Science and Technology University, Department of Mechanical Engineering, Sarıçam/Adana

Abstract
This research has aimed to find the optimal balance in terms of energy output between offshore and onshore wind turbines. A comprehensive understanding of the opportunities related to offshore wind energy in Turkey has been provided by the findings. Offshore wind energy potential along Turkey's coastline has been evaluated by measuring seasonal wind speeds in three main regions. The Marmara Region, which produces 14,296.32 MWh annually with an electricity capacity reaching 3.6 MW in winter and 3.2 MW in summer, has been determined as the most productive region. The Black Sea Region, with annual winter production reaching 3.3 MW and 11,983.7 MWh, and the Mediterranean Region, with 3.0 MW and 11,384.49 MWh, have also been shown to have significant potential. Based on these measurements, new semi-submersible and single-pile wind turbines have been designed based on the semi-submersible OC4 wind turbine model. These designs have been subjected to extensive simulations in Ansys, including analysis of velocity, pressure, motion dynamics, and wave effects. Simulation results have shown that potential offshore wind farms in the Marmara, Black Sea, and Mediterranean regions could produce almost twice the energy of existing onshore turbines.
Keywords: Exclusive economic zone**,** Offshore wind turbine, Mean wind speed (m/s)**,** Capacity factor**,** Computational fluid dynamics

INTRODUCTION

Wind energy has emerged as a key player in the global transition to renewable sources of electricity generation. This type of renewable energy, which utilizes the kinetic energy of the wind, offers many benefits, from sustainability to economic advantages. In these periods when the carbon footprint is so high, increasing the use of renewable energy resources is extremely important for our nature. IRENA recommends to achieve the 1.5°C climate target, we need to reach 228 GW globally by 2030 and 1000 GW by 2050. In this regard, there are many studies on wind energy and wind turbines.

(Kheirabadi & Nagamune, 2020)] examined improve the efficiency of wind farms with floating turbines. The researchers proposed a new technique called Yaw and Induction-based Turbine Repositioning (YITuR). YITuR used existing turbine controls to slightly adjust the direction the turbines face (yaw) and their operating settings. This small adjustment passively moves the floating platforms due to wind and water interaction. A computer program called the "Floating Offshore Wind Farm Simulator" (FOWFSim) was created to simulate how the wind farm's power production changes when the platforms move. YITuR can potentially increase efficiency, but this largely depends on how the wind farm is constructed (specific anchor placements, long mooring lines, and good layouts). When these conditions were met, a potential efficiency increase of 42.7% was observed.

(Song et al., 2022) developed Stochastic Model Predictive Bias Control (SMPYC). Wind turbines must face the wind direction to capture optimum energy, but it is difficult to predict wind direction perfectly, limiting the effectiveness of yaw control systems that depend on such predictions. This software made it easier for us at these points. The facilities provided by Stochastic Model Predictive Variance Control (SMPYC) are as follows. It takes into account various possible wind direction scenarios. Intelligent Scenario Generation (ISG). This method creates a set of potential wind directions for the upcoming control period. The system calculates the best yaw action by taking into account every possible wind scenario. This approach increased wind turbine performance as follows. In line with these, the following benefits were achieved: Significant energy production gains (up to 1.88 million kWh per year for a 5 MW turbine). Reduction in the cost of wind energy production.

(Junejo, Gilal, & Doh, 2023) studied the increase in the efficiency of wind turbines in urban environments. Conventional turbines have low efficiency in urban

areas due to the "negative torque" problem. This study focused only on H-VAWT (Vertical Axis Wind Turbine) because it is difficult to design a good control system for this turbine because the blades (NACA 0012 airfoil) have complex aerodynamic features that affect the power output. The researchers' goals in this study were to reduce undesirable effects caused by wind changes and maintain consistent power output despite uncertainties. It used an H-VAWT with an advanced generator control method for electrical installation. Over this used H-VAWT, preference was given to low inertia turbines (which respond more quickly to wind changes), which are more suitable for maximizing power conversion in urban environments. As a result, the study achieved a significant 25% increase in active power generation compared to conventional control systems.

(Shen et al., 2024) studied how certain key structural factors impact the aerodynamic efficiency of the double Darrieus vertical axis wind turbine. DD-VAWT wind turbines can effectively capture wind energy even when wind speeds are low. The researchers investigated how different design features of the turbine affect the performance of the turbine and the forces acting on it (aerodynamic load). Power output has been increased when the inner ring diameter is smaller (increased from 0.167 to 0.24). Power output is increased when the inner ring is longer. (increased from 0.175 to 0.213). Increased power output when inner airfoils are longer (from 0.177 to 0.213). It was observed that the angle between the inner and outer rings had less impact on the power output. It was observed that the inner wings had the greatest impact on the length of the airfoil (chord length), power production, and torque. The relative angle between the inner and outer rings was observed to have the smallest effect.

(Zajicek et al., 2023) explored that including using flexible membranes on the suction surface of the airfoil (wing-shaped component) because wind turbines could suffer from airflow issues like bubbles and sudden stalls, hurting their efficiency and causing noise and vibrations. Wind tunnel tests showed these membranes reduced the size and height of bubbles at specific angles, improving airflow. Lowered vibrations are caused by fluctuating air pressure. This suggests that adding flexibility to thinner airfoils might help manage vibrations, but it may not significantly improve overall aerodynamic performance, especially at moderate wind angles.

Zajicek et al [6] investigated horizontal small wind turbines (SWT), assessing their contribution to a sustainable energy system in Austria. The study shows a potential decrease in greenhouse gas emissions compared to the current Austrian electricity generation. A significant portion of the environmental impact comes from the tower and foundation. This indicated that designing these components with lower environmental impact is crucial. Using recycled steel in SWT construction can substantially lessen the environmental burden across various aspects. The study suggested that implementing horizontal SWT in rural and suburban areas holds the most potential for lowering the environmental footprint of Austria's electricity production.

(L, Dao, & Le, 2024) proposed a new method that uses data and machine learning because efficiently designing the right turbine to be produced in wind turbine blades was difficult due to a large number of possible shapes. A database of existing blade shapes and their aerodynamic performance was created. A type of artificial intelligence called a deep learning model was then used to learn patterns between blade shapes and their performance. What was learned They developed a method to create new wing shapes based on the models, while also checking that they met the design requirements. They identified key parameters (modal parameterization) that capture key aspects of wing shapes that influence performance. This significantly reduced the number of variables that needed to be considered. Using this method, he was able to efficiently explore large numbers of possible wing designs through hundreds rather than millions of computer simulations.

(Somoano & Huera-Huarte, 2022) investigated how flexible trailing edges on vertical wind turbine blades could improve performance. Standard blades had hard trailing edges. The trailing edges of the new blades were designed to be 17% less flexible. The semi-flexible trailing edges allowed the blades to better adapt to wind changes. This increased the performance of the turbines over a wider range of wind conditions. The semi-flexible design turbine was 17% less flexible compared to rigid blades. It provided a 10% productivity increase. But too much flexibility also brought problems. When the trailing edge bends too easily, it loses its effectiveness in capturing wind energy.

Offshore wind turbine farms have not been started yet because an adequate system has not been created in Turkey. In this project, what should have been taken into consideration when installing offshore wind turbines, seasonal wind averages of 3 sea regions in Turkey and the power that can be obtained at these wind speeds have been calculated. Semi-submersible and monopile wind turbines have been drawn on the

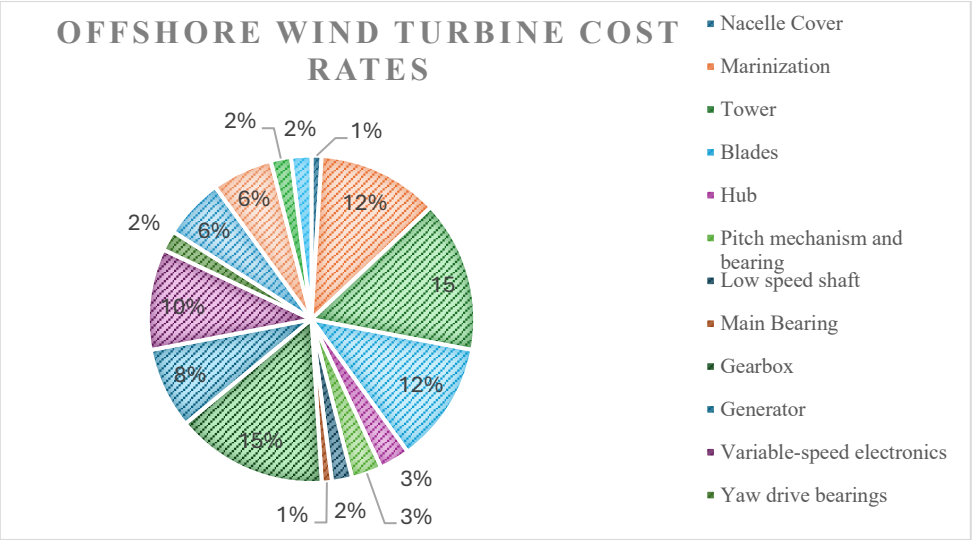


Figure 1. Offshore wind turbine cost rates

OC4 wind turbine and analyzes have been made according to the values calculated via Ansys.

MATERIAL AND METHODS

Meteorological, geographical, and technical factors have been directly studied at these sites using various publicly available datasets. The meteorological factors have been evaluated using the ERA5 reanalysis dataset. Geographical factors have been evaluated using several geospatial datasets encompassing aspects such as urban regions, seabed depth, conservation areas, coastlines, harbors, and undersea cables. Technical aspects have been compiled utilizing wind turbine inventory datasets.

Offshore wind farm location data

The offshore zones selected for this study are based on the Exclusive Economic Zones (EEZs) provided by the Flanders Maritime Institute [7]. EEZs typically extend up to 200 nautical miles from a country's coastline and give that country exclusive rights over marine resources in that area. According to [3], among the EEZs considered, the countries with the highest installed capacity are in Europe and Asia. An in-depth analysis of meteorological, geographical and technical factors was carried out separately for these special EEZs.

Seasonal average wind speed by regions in Turkey

Since three sides of Turkey have been covered by sea and the coastlines have also formed mountainous regions, it has been located in a very productive region in terms of electricity production from offshore wind turbines. In Table 1 below, the average wind speeds of three coastal regions at an altitude of 100 meters for all four seasons have been given.

Table 1. Average wind speeds of three sea regions in Turkey in four seasons (m/s)

	Marmara Region	Blacksea Region	Mediterranean Region
Fall	8.87	7.48	7.18
Winter	9.43	8.57	7.80
Spring	8.80	7.11	6.87
Summer	8.42	6.50	6.42

Costs of offshore wind turbines

Although many advantages have been attributed to offshore wind turbines, really high costs have been incurred. When an average calculation has been wanted, a cost of 1 million dollars for 1 MW production has been found. While a total cost of $2.5 million to $4 million can be observed for an average turbine, tens of millions can be reached by large offshore turbines. Currently, the most powerful offshore wind turbine in the world produces 12 MW and up to $400 million has been incurred for its installation. The costs of utility-scale wind turbines have been divided into three categories: manufacturing, maintenance, and operations.
Maintenance for offshore turbines has been higher due to factors like transporting workers, labor-intensive tasks, protection against seaside hazards and lightning, and the larger size of offshore turbines leading to increased spare parts and labor costs. More comprehensively, the cost rates of offshore wind turbines that provide an average production of 3-4 MW have been explained in detail in Figure 1.

OC4 Semi-submersible wind turbine	Monopile Wind Turbine
	

Figure 2. Solidworks drawings of semi-submersible and monopile wind turbines.

Wind turbines CAD design and mesh details

In order to do the analysis, the data has been obtained regionally. The OC4 semi-submersible wind turbine design and monopile wind turbine drawings have been shown in Figure 2, which has been drawn using the Solidworks program. The meshes of the propellers seen in Figure 2 have been presented in Figure 3. The same propeller has been used in both types of turbines. More precise and thinner meshes towards the tips of the propellers have been done because the aim has been to calculate the vorticity in the best possible way.

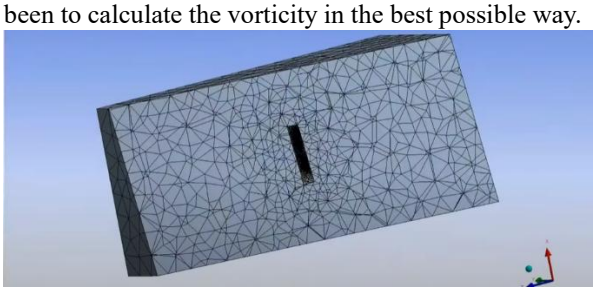


Figure 3. Mesh detail of the propeller used in both turbines.

Wind energy and Power calculations

When the annual power production of a wind turbine is calculated, the C_p and C_f values are needed. The Cp value indicates the efficiency of a wind turbine in converting wind energy into electricity.

$$W = \frac{1}{2} * \rho * A * v^3 * t$$

(1)

Air density (ρ) has been represented under International Standard Atmospheric conditions (at sea level, +15°C temperature, and 1013.25 mb atmospheric pressure) as 1.225 kg/m³. Wind speed (v) has been represented as the cube of the average wind speed at the location where the wind turbine will be installed. In other words, the wind speed has contributed to the power produced to the 3rd power, with the unit of speed typically being meters per second (m/s), but it has been taken to the 3rd power and included in the process. The area (A) has referred to the area swept by the blades of the wind turbine, measured in square meters, and it can be directly provided in the characteristics of wind turbines or calculated from the rotor radius expressed as rotor diameter.

To estimate the energy output of a wind turbine, you have needed to know the rated power, the C_p, and the C_f of the turbine. The C_p and the C_f could have been obtained from the manufacturer or from historical data. The energy output of a wind turbine could have been estimated by the formula

$$E = W * Cp * Cf * t$$

(2)

Betz's law establishes the theoretical maximum power that can be extracted from the wind, independent of wind turbine design in an open flow. This maximum, known as the Betz Limit, corresponds to a Cp value of 16/27 or approximately 0.593. Ideally, only up to 59.3% of the wind's available power can be converted into mechanical power. In practice, real wind turbines do not achieve this theoretical limit; however, efficient systems typically have power coefficients (Cp) ranging between 0.4 and 0.5. In Europe, the average capacity factor (Cf) for offshore wind turbines has been 39.5%, whereas in the USA, it has been around 34%.

RESULTS AND DISCUSSION

Meteorological and Geographical factors

In this study, the inferences from meteorological and geographical factors have been examined, and then the power that could be produced in the offshore wind turbine that has been likely to be built in 4 seasons has been calculated. The global average wind speed at existing wind turbine sites between 1991 and 2021 has been 8.5 m/s. Approximately 64.7% of wind turbines are situated in regions where the wind speed exceeds

8.0 m/s. However, there have hardly been any wind turbines located where the wind speed surpasses 10 m/s.

For the placement of wind farms at sea and on uninhabited islands, the following conditions have been established:

• Wind facilities have been allowed in all maritime areas of the country, provided they meet wind exploitation requirements and are not within specific prohibited zones, such as statutory parks, underwater reserves, or established passenger navigation routes.

• Turbine installation clearances have been required to be minimized to maintain the efficiency and performance of wind farms, in line with land regulations.

• The installation of wind turbines within 500 meters of organized beaches or other significant coastal areas, such as sandy beaches, has been prohibited.

• Small enclosed bays with openings of less than 1100 meters have been required to be free from wind turbines.

• Minimum installation distances from cultural heritage sites and settlements have been required to comply with land regulations.

• Wind farm development plans have had to demonstrate safe interconnection and electricity transmission capability, with a maximum distance of 20 kilometers to the substation interface via overland routes.

• Landscape regulations for wind energy areas have had to be adhered to.

Average power produced by an offshore wind turbine in the regions of Turkey in four seasons

Power output and energy output values have been calculated with the help of formulas and presented in table 2 and table 3.

Table 3. Yearly energy outputs

	Fall	**Winter**	**Spring**	**Summer**
Marmara Region	3574,08MW	3784,32 MW	3574,08MW	3363,84MW
Black Sea Region	3048,48MW	3468,96 MW	2838,24MW	2628,00MW
Meditarrea Region	2838,24MW	3185,136MW	2733,12MW	2628,00MW

Based on the calculations made, it has been concluded that the Marmara region is the most productive region. Considering the EEZ, due to the majority of the areas in the Marmara region, the wind farms to be established here will be sufficient to meet a very high percentage of the country's energy needs.

CFD analyzes according to calculated wind values

According to calculations, the most productive region has been determined to be the Marmara Region. CFD analyzes of semi-submersible and monopile wind turbines have been made using the Ansys program, taking into account the wind values in this region. First of all, the flow analysis of the propeller at a speed of 9 to 10 m/s² is shown as in Figure 4. Based on this analysis, when the general order and density of the particle tracks in the graph are examined, it is observed that the flow around the propeller is largely orderly and turbulence is at a minimum level. This indicates that the propeller is working efficiently.

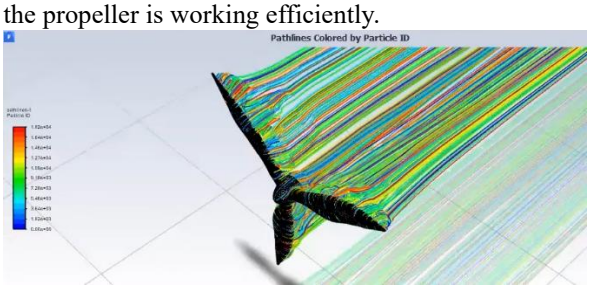


Figure 4. Flow analysis of the propeller between 9 and 10 m/s² speeds.

Table 2. Power capacity obtained for the wind turbine in three regions

	Fall	**Winter**	**Spring**	**Summer**
Marmara Region	3,4MW	3,6MW	3,4MW	3,2MW
Black Sea Region	2,9MW	3,3MW	2,7MW	2,5MW
Meditarrea Region	2,7MW	3,03MW	2,6MW	2,5MW

Vorticity analysis of the monopile wind turbine has been performed in Figure 5. Based on this analysis, it has been observed that high vorticity values only occur at the tip points of the propellers. Based on the turbulence value created in the turbine, it is understood that this turbine will operate efficiently and safely in the regions.

As a result of these calculations and analyses, it has been determined that the most productive region is the Marmara Region and the most productive season is the winter season. The Marmara Region has been identified as the most productive, with an electricity capacity reaching 3.6 MW in winter and 3.2 MW in summer, and an annual production of 14,296.32 MWh. The Black Sea Region, with annual winter production reaching 3.3 MW and 11,983.7 MWh, and the Mediterranean Region, with 3.0 MW and 11,384.49 MWh, have also shown significant potential. Considering these calculations, it has been demonstrated that investments to be made in the Marmara region in the first period would be more beneficial for future projects. Using a semi-submersible wind turbine in the wind power plant to be established in this region has been considered the right choice in terms of both keeping the cost low and producing energy faster.

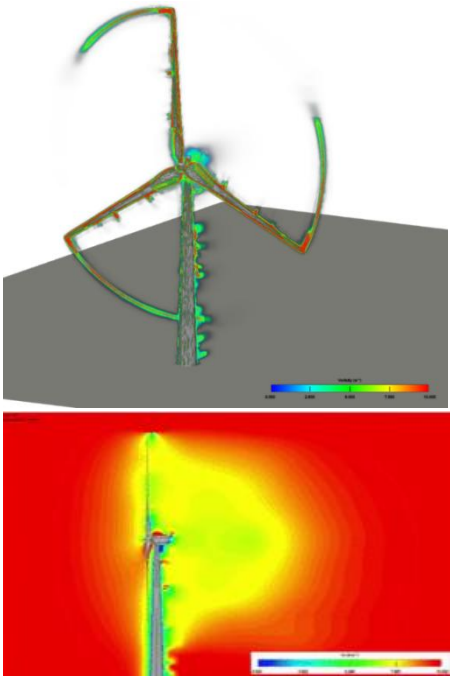


Figure 5. Vorticity analysis of monopile wind turbine

CONCLUSION

In this study, the potential and feasibility of offshore wind energy along Turkey's coastline have been evaluated through the measurement of wind speeds in three main coastal regions during four seasons, the design of semi-submersible and monopile wind turbines, and the analysis of wind speeds. The Marmara Region has been determined to be the most productive, with an annual production of 14,296.32 MWh and an electricity capacity of 3.6 MW in winter and 3.2 MW in summer. It has been observed that the Black Sea and Mediterranean regions also exhibit significant potential, with winter capacities of 3.3 MW and 3.0 MW, and annual productions of 11,983.7 MWh and 11,384.49 MWh, respectively. This production has been expected to meet 14 percent of Turkey's electricity needs. These findings have served as an important guide in the implementation of offshore wind energy projects in line with Turkey's current energy policies and renewable energy targets. In addition, the study has contributed to the technical and economic evaluation processes of future research and projects. Overall, it has been determined that investments in offshore wind energy will play a vital role in increasing Turkey's renewable energy capacity and enhancing the country's energy independence and sustainability.

REFERENCES

Junejo, A. R., Gilal, N. U., & Doh, J. (2023). Physics-informed optimization of robust control system to enhance power efficiency of renewable energy: Application to wind turbine. *Energy, 263*, 125667. https://doi.org/10.1016/j.energy.2022.125667

Kheirabadi, A. C., & Nagamune, R. (2020). Real-time relocation of floating offshore wind turbine platforms for wind farm efficiency maximization: An assessment of feasibility and steady-state potential. *Ocean Engineering, 208*, 107445. https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2020.107445

Koca, K., Genç, M. S., & Ertürk, S. (2022). Impact of local flexible membrane on power efficiency stability at wind turbine blade. *Renewable Energy, 197*, 1163–1173. https://doi.org/10.1016/j.renene.2022.07.098

L, J., Dao, M. H., & Le, Q. T. (2024). Data-driven modal parameterization for robust aerodynamic shape optimization of wind turbine blades. *Renewable Energy, 224*, 120115. https://doi.org/10.1016/j.renene.2023.120115

Shen, Z., Gong, S., Xie, G., Lu, H., & Guo, W. (2024). Investigation of the effect of critical structural parameters on the aerodynamic performance of the double Darrieus vertical axis wind turbine. *Energy, 290*, 130156. https://doi.org/10.1016/j.energy.2024.130156

Somoano, M., & Huera-Huarte, F. J. (2022). Bio-inspired blades with local trailing edge flexibility increase the efficiency of vertical axis wind turbines. *Energy Reports, 8*, 3244–3250. https://doi.org/10.1016/j.egyr.2022.09.123

Song, D., Li, Z., Wang, L., Jin, F., Huan, C., Xia, E., Rizk, M., Rizk-Allah, M., Yang, J., Su, M., & Joo, Y. H. (2022). Energy capture efficiency enhancement of wind turbines via stochastic model predictive yaw control based on intelligent scenarios generation. *Applied Energy, 312*, 118773. https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2022.118773

Zajicek, L., Drapalik, M., Kral, I., & Liebert, W. (2023). Energy efficiency and environmental impacts of horizontal small wind turbines in Austria. *Sustainable Energy Technologies and Assessments, 59*, 103411. https://doi.org/10.1016/j.seta.2023.103411

SOLAR-POWERED UAV WING DESIGN UNDER DYNAMIC ENVIRONMENTAL CONDITIONS

Ahmet Ertuğrul BAY[Ω], Tolgay KARA
Gaziantep University, Faculty of Engineering, Department of Electrical and Electronics Engineering,
27310 Şehitkamil, GAZİANTEP, TÜRKİYE. bay@oprocs.com , kara@gantep.edu.tr

Abstract: The development of solar unmanned aerial vehicles (UAVs) presents unique challenges in optimizing energy efficiency under variable environmental conditions. This study calculates the energy harvesting of solar panels mounted on a delta-wing UAV with NACA geometry under dynamic environmental conditions and depending on the location of the UAV. For these calculations, flexible solar panels were first selected, and these panels were placed on the points forming the NACA geometry in an inclined manner. After this process, the normal angles of each solar panel were calculated. This angle information was combined with the hour-day-month information of the year, the latitude and longitude information of the aircraft, the orientation (roll, pitch, yaw) information of the aircraft, the dimensions of the solar panel, and the efficiency ratio to calculate how much energy the solar panels produce. Furthermore, the amount of power consumed by the propulsion and electronic systems of this unmanned aerial vehicle was calculated according to flight phases, and the parameters it needs in flight phases were selected according to real-world conditions and the amount of energy it needs in which flight phase was calculated.
Keywords: Solar-powered UAV, Dynamic environmental conditions, Solar harvesting, Panel orientation

INTRODUCTION

Following the Industrial Revolution, an increasingly intense global competition among nations has led to uncontrolled growth in pollution, reaching levels that pose a serious threat to human life on the planet. As a result, researchers have been seeking more effective ways to harness cleaner energy sources. Since the discovery of the photovoltaic effect, solar panels have been continuously developed, with notable improvements in their efficiency. From the 1970s to the present day, the efficiency of solar panels has increased from around 8% to over 30%. Multi-junction cells, which began to be developed in the early 2000s, can reach efficiencies as high as 48%. At the same time, panel prices have dropped dramatically - from approximately 100 USD/W to as low as 0.5 USD/W (Sodhi et al. 2022). Solar energy is a clean and renewable energy source, and as long as the sun continues to shine, taking advantage of this "free" resource will serve humanity's best interests. By generating less pollution, it helps reduce the extent to which we endanger our own lives through environmental harm.

Unmanned aerial vehicles (UAVs) are produced according to their specific functions and designs. While some UAVs are specialized for military purposes, others are used for civilian or scientific missions. To extend operational endurance, solar panels have been increasingly integrated into UAV systems - a strategy that has proven effective. Due to their success, solar-powered UAVs (SUAVs) are projected to reach a market value of approximately USD 3.8 billion by 2033 (Li et al. 2024). In their study, (Salazar et al. 2024) Salazar et al. tested an unmanned aerial vehicle both with and without solar panels. While the battery-powered version achieved a flight time of 2.4 hours, the addition of a photovoltaic (PV) system extended the flight duration to up to 11 hours, despite the added weight. They reported that using FoilSim III and MATLAB software helped reduce both testing time and costs. Since simulations can generate and evaluate models much more quickly and affordably than physical prototyping, they are consistently preferred in such development processes.
In their study, (Perez et al. 1987) developed a model that enables more accurate estimation of diffuse irradiance on tilted surfaces. This model has since become an important tool for simulation-based analyses. In 2015, (Holmgren et al. 2015) introduced the *pvlib* library, written in the Python programming language, to facilitate the modeling and calculation of solar panel performance. Over time, this library has been significantly expanded, with hundreds of new features and models added by (Anderson et al. 2023).

In this study, power generation estimates were performed for flexible solar panels mounted on a NACA0012 delta-wing unmanned aerial vehicle with a sweep angle of 50 degrees. The analysis was conducted using a custom-developed Python-based software tool. The software incorporates several widely adopted libraries, including *pvlib*, *pandas*, *SciPy*, and *PyQt5*.

MATERIALS and METHODS

The wing geometry and panel placement are calculated using the thickness function given in (1), which is

employed in the NACA 4-digit series. To ensure the accuracy of the NACA geometry, the airfoil shape was generated using 150 points.

$$y_t(x) = 5t\left(0.2969\sqrt{x} - 0.1260x - 0.3516x^2 + 0.2843x^3 - 0.1015x^4\right) \quad (1)$$

Where, $y_t(x)$ represents the airfoil thickness distribution, and t is maximum thickness ratio. In the camber calculation for the modeled NACA 4-digit airfoil, an additional parameter m, representing the maximum camber, is introduced. The camber line function $y_c(x)$ is defined as follows:

$$y_c(x) = \begin{cases} \frac{m}{p^2}(2px - x^2), & x \le p \\ \frac{m}{(1-p)^2}[(1-2p) + 2px - x^2], & x > p \end{cases} \quad (2)$$

In delta wings, span calculation was made according to the user-defined sweep angle and root chord length as shown below, and these calculations were generated iteratively along the y-axis.

$$b = \frac{2 \cdot c_r}{\tan(\Lambda)} \quad (3)$$

Solar panels were placed depending on the slopes of the wing geometry and in a way that does not exceed the maximum slope limits (0.6). The normal vector of each placed solar panel is calculated as follows, based on the slopes in the z-axis with respect to x and y.

$$\frac{dz}{dx} \approx \frac{z(x+\delta x) - z(x-\delta x)}{2\delta x}$$
$$\frac{dz}{dy} \approx \frac{z(x+\delta y) - z(x-\delta y)}{2\delta y} \quad (4)$$
$$\vec{n} = \frac{[-\frac{\delta z}{\delta x}, -\frac{\delta z}{\delta y}, 1]}{\|\cdot\|}$$

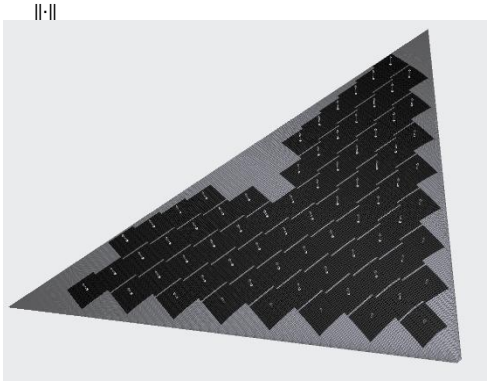


Fig 1. NACA 0012 model with Solar panels

The normal angles of these solar panels will be rotated by calculating Euler angles during the energy calculations, depending on the flight phases that will be mentioned later, and according to the orientations the aircraft will take. This Euler angle calculation is shown in (5).

$$R = R_z(\phi) \cdot R_y(\psi) \cdot R_x(\theta) \quad \text{(Eq. 5)}$$

The power to be obtained from the sun was calculated using the *pvlib* library. The solar vector was determined according to the date and the aircraft's location on Earth by using the function of *pvlib*, and the zenith (ζ) and azimuth (γ) angle information was obtained. This solar vector calculation is given in (6) and shown in Figure 2.

$$\vec{s} = [sin\zeta \cdot sin\gamma, sin\zeta \cdot cos\gamma, cos\zeta] \quad (6)$$

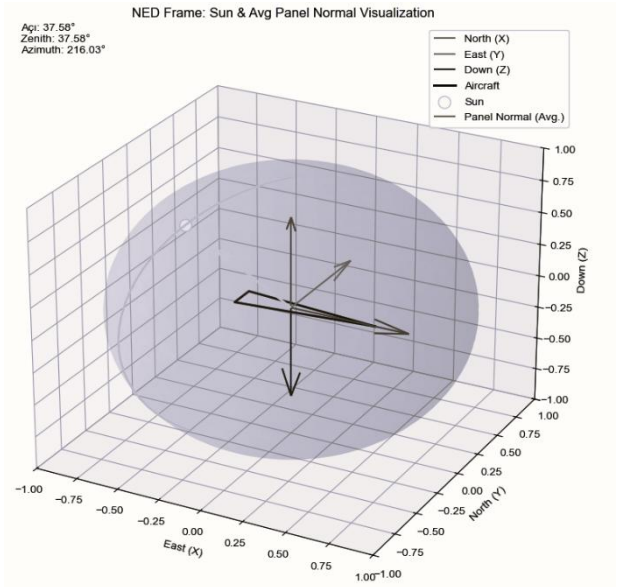


Figure 2. Wing and Sun positions in north-east-down(NED) frame

The power output of the solar panel, along with the effect of ambient temperature on power generation, is calculated using the Perez model as shown in (7).

$$P = I_{POA} \cdot A \cdot \eta \cdot cos\theta \cdot \left(1 + \gamma_{temp} \cdot (T - 25)\right) \quad (7)$$

For determining the take-off and climbing angles, the angle corresponding to the maximum lift-to-drag (L/D) ratio of the NACA 0012 delta wing was used, as suggested in the literature (Bay and Kara 2025). The experimental conditions are detailed in Table 1.

Table 1. Experimental Conditions

Geometry	NACA 0012
Sweep angle	50°
Chord length	1.4m
Pitch, yaw, roll	0,0,0
Latitude, longitude	36.98 , 35.33
Date (day/month), hour :	10/09, 14:00
Panel efficiency (0-1)	0.2
Temp coefficient (%/°C)	-0.0045
Motor efficiency (0-1)	0.9
Motor KV (RPM/V)	1000
Motor current (I)	20
Servo Power (W, per servo)	1
Avionics	5W
Battery Capacity (mAh)	2200
Battery Voltage	11.1
Initial Battery level	100
L/D max AoA (°)	9
Take-off time (sec)	10
Take-off throttle rate	1

Rate of climb (m/s)	2
Target altitude (m)	300
Climbing throttle rate	0.8
Cruise (trim) angle (°)	5
Cruise throttle rate	0.5

RESULTS and DISCUSSION

In this study, a NACA0012 delta wing with a chord length of 1.4 m and a sweep angle of 50 degrees was modeled. Flexible solar panels with dimensions of 0.125 m × 0.125 m and 20% efficiency were placed on top of the model. These solar panels were placed considering the inclination of the aircraft wing, as shown in Fig. 1. The solar panel placement algorithm automatically positioned the panels in regions where there would be no overlapping and where the slope would not be too steep. As a result, a total of 73 solar panels were placed in this configuration, with a total covered area of 1.1406 m². The amount of energy generated varies over time, but is 129.91 Wh on 10/09 at 14:00. The location and the aircraft's orientation were kept the same, and the date was set to the 15th of each month. Based on this setup, the average solar power generation depending on daylight duration is shown in Figure 3.

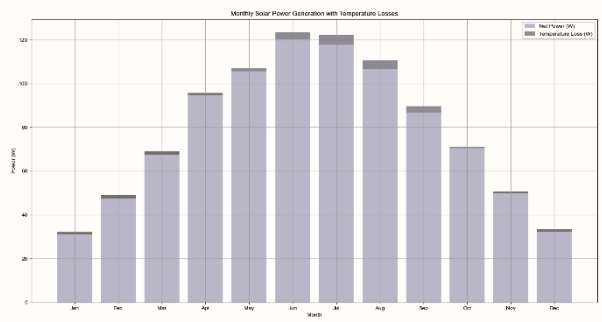


Figure 3. Monthly solar power generation with temperature losses

As can be seen from the graph in Figure 3, considering temperature-related losses, the months with the highest solar energy generation throughout the daylight period correspond to the summer months based on the selected latitude and longitude. While June has the highest average generation with 121 Wh, the month with the highest temperature-related losses was July.

Take-off and climbing speeds of aerial vehicles are generally higher than their cruise speeds. As a result, more power is consumed during these phases. To facilitate a smoother climb, the angle of attack is adjusted to correspond to the angle at which the lift-to-drag (*L/D*) ratio is maximized. After reaching the target altitude, the vehicle transitions to level flight using its trim angle, depending on its dynamic model. Since the tilt of the solar panels differs from their orientation on the ground during these phases, the power generation of the panels has been calculated accordingly, and the flight behavior has been observed based on the current battery state.

Figure 4 illustrates the energy harvested and consumed by the model during a one-hour flight simulation.

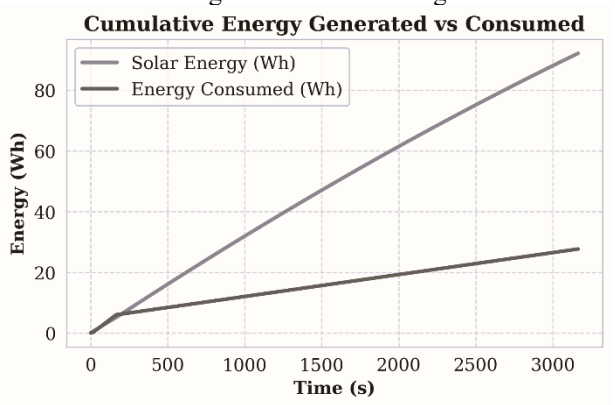


Figure 4. Cumulative energy generated vs consumed energy

According to the results, the energy consumed during the take-off and climbing phases exceeds the harvested energy. However, during cruise flight, since the motor no longer operates at full throttle, the energy consumption significantly decreases, allowing the solar power to be sufficient for maintaining flight toward the desired location.

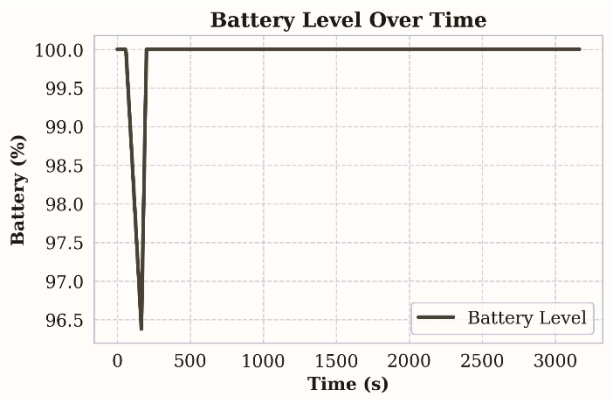


Figure 5. Battery level over time

The decrease and increase in battery level shown in Figure 5 supports the situation illustrated in Figure 4. The solar panels, in this configuration, are capable of supplying all the energy required by the aircraft. It is evident, however, that not all panels contribute equally. The individual power output of each panel is presented in Figure 6.

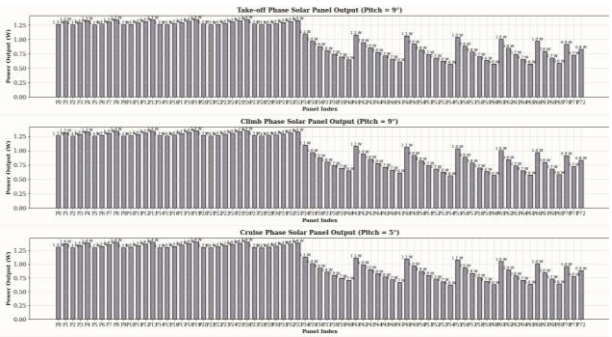


Figure 6. Solar power generated by each panel during flight phases.

Figure 6 shows the power output of the panels arranged from the apex of the delta-wing aircraft toward the rear.

Panels located closer to the front of the upper body generate more power (1.2 Wh – 1.3 Wh), as their normal vectors form smaller angles with the incoming sunlight. In contrast, panels placed toward the rear, where the surface slope is steeper, produce lower amounts of power, ranging between 1.1 Wh and 0.6 Wh.

CONCLUSIONS

In this study, a solar-powered delta wing UAV was modeled and analyzed with respect to environmental conditions, time, and flight phases. A custom simulation framework was developed to account for panel orientation, wing geometry, flight dynamics, and solar position. The results showed that the modeled UAV is capable of maintaining flight under daylight conditions and can generate more energy than it consumes. It was also observed that the energy produced by the panels varies significantly depending on their placement and orientation on the wing surface. These findings emphasize the importance of both geometric and dynamic optimization when designing solar-powered UAVs with curved wing geometries.

NOMENCLATURE

A	Solar panel area *(m^2)*
b	Span
c	Chord root
I_{POA}	Total irradiation for Perez model *(W/m^2)*
m	Maximum thickness ratio
NACA	National Advisory Committee for Aeronautics
NED	North-East-Down
p	Maximum camber location in *x*-direction
T	Temperature
UAV	Unmanned Aerial Vehicle
γ_{temp}	Temperature coefficient
η	Panel efficiency
θ	The angle between panel normal and sun vector

ACKNOWLEDGEMENTS

The authors would like to express their sincere gratitude to the ***open-source software community*** for their contributions to libraries such as *pvlib*, *pandas*, *PyVista*, and *SciPy*, which were essential for the simulations and analysis in this work. Special thanks go to the *pvlib* developers and maintainers for enabling detailed solar modeling through accessible tools.

REFERENCES

Anderson, Kevin S., Clifford W. Hansen, William F. Holmgren, Adam R. Jensen, Mark A. Mikofski, and Anton Driesse. 2023. "Pvlib Python: 2023 Project Update." *Journal of Open Source Software* 8(92):5994.

Bay, Ahmet Ertuğrul, and Tolgay Kara. 2025. "Experimental Investigation of Propeller Effect on Aerodynamic Performance of a Nonslender Delta Wing." *Çukurova Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Dergisi* 40(2):445–52.

Holmgren, William F., Robert W. Andrews, Antonio T. Lorenzo, and Joshua S. Stein. 2015. "PVLIB Python 2015." in *2015 IEEE 42nd Photovoltaic Specialist Conference (PVSC)*. New Orleans, LA: IEEE.

Li, Siyuan, Zixuan Fang, Satish C. Verma, Jingwen Wei, and Andrey V. Savkin. 2024. "Navigation and Deployment of Solar-Powered Unmanned Aerial Vehicles for Civilian Applications: A Comprehensive Review." *Drones* 8(2):42.

Perez, Richard, Robert Seals, Pierre Ineichen, Ronald Stewart, and David Menicucci. 1987. "A New Simplified Version of the Perez Diffuse Irradiance Model for Tilted Surfaces." *Solar Energy* 39(3):221–31.

Salazar, Franklin, Maria Sofia Martinez-Garcia, Angel De Castro, Nube Logroño, Maria F. Cazorla-Logroño, Jesús Guamán-Molina, and Carlos Gómez. 2024. "Optimization of the Solar Energy Storage Capacity for a Monitoring UAV." *Sustainable Futures* 7:100146.

Sodhi, Manbir, Lennart Banaszek, Chris Magee, and Mercedes Rivero-Hudec. 2022. "Economic Lifetimes of Solar Panels." *Procedia CIRP* 105:782–87. doi:10.1016/j.procir.2022.02.130.

ENDÜSTRIYEL FIRINLARDA ÇİFT YÖNLÜ ÇALIŞAN FANIN AKIŞ DAĞILIMINA ETKİSİ

Sercan YAĞMUR*, Sercan DOĞAN*, Aziz Hakan ALTUN, Mehmet ÇAPA***, İbrahim AK***, Yusuf EROĞLU***, Beytullah ÖZDEMİR*****

*Konya Teknik Üniversitesi, Mühendislik ve Doğa Bilimleri Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü, 42250 Selçuklu, KONYA, syagmur@ktun.edu.tr, sercandogan@ktun.edu.tr

** Selçuk Üniversitesi, Sivil Havacılık Yüksekokulu, Uçak Gövde ve Motor Bakımı, 42250 Selçuklu, KONYA, ahaltun@selcuk.edu.tr

*** Fimak Fırın Makinaları İmalatı Sanayi ve Ticaret A.Ş., 42250 Selçuklu, KONYA, mehmetcapa@fimakmakina.com.tr, ibrahimak@fimakmakina.com.tr, yusuferoglu@fimakmakina.com.tr, beytullah@fimakmakina.com.tr

Özet: Gıda sektöründe faaliyet gösteren unlu mamul üreticileri, restoran zincirleri, oteller ve endüstriyel hazır yemek firmaları, üretim süreçlerinde ürün kalitesini artırırken enerji tüketimini azaltmaya yönelik teknolojik çözümlere yönelmektedir. Bu bağlamda, yüksek verimlilikte çalışan ve pişirme kalitesini optimize eden cihazların kullanımı önemli ölçüde artmıştır. Özellikle kombi fırınlar, sahip oldukları konveksiyonel hava sirkülasyonu ve hassas sıcaklık kontrolü sayesinde homojen ısı dağılımı sağlayarak ürünlerin kısa sürede ve eşit şekilde pişmesini mümkün kılmaktadır. Bu çalışmada, kombi fırınlarının pişirme odası içerisindeki sıcaklık dağılımı, Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) yöntemiyle sayısal olarak analiz edilmiştir. Çalışmada, fırın içerisinde yer alan fan sistemi çift yönde döndürülmüştür. Fanın yön değiştirmesiyle elde edilen simetrik ve dengeli hava akışı, sıcak hava ceplerinin oluşumunu engelleyerek bölgesel sıcaklık farklarını azaltmaktadır ve böylece tüm ürün yüzeylerinde daha eşit bir ısı transferi sağlamaktadır. Bunun yanı sıra, fanın emme ve basma kanallarında konumlandırılan delikli metal sac levha da hava sirkülasyonunun etkinliğinde doğrudan rol oynamaktadır. Bu delikler aracılığıyla yönlendirilen hava akımı, pişirme odasının farklı bölgelerinde türbülansın kontrol altında tutulmasını ve hava akışının ürün yüzeyine homojen olarak yayılmasını sağlamaktadır. HAD analizleri ile bu bölgelerdeki hız dağılımı, sıcaklık konturları ve türbülans etkileri detaylı olarak incelenmiştir. Elde edilen bulgular; kombi fırın tasarımlarında fan dönüş yönünün ve kanal deliklerinin optimizasyonunun, iç ortam sıcaklığı dağılımının üniformluğunu artırarak pişirme performansını iyileştirdiğini göstermiştir. Bu tasarımsal yaklaşımlar aynı zamanda enerji verimliliği açısından da önemli kazanımlar sağlamaktadır.

Anahtar Kelimler: Endüstriyel fırın, HAD, Sıcaklık dağılımı.

EFFECT OF BI-DIRECTIONAL FAN ON FLOW DISTRIBUTION IN INDUSTRIAL OVENS

Abstract: In the food sector, there is a growing trend among bakery product manufacturers, restaurant chains, hotels and industrial catering companies to adopt technological solutions with the aim of reducing energy consumption whilst simultaneously enhancing product quality in their production processes. In this context, there has been a substantial increase in the use of devices that operate at high efficiency and optimize cooking quality. Combi ovens provide homogeneous heat distribution thanks to their convectional air circulation and precise temperature control, enabling the products to be cooked in a short time and evenly. In this study, the temperature distribution in the cooking chamber of combi ovens is analyzed numerically by means of the Computational Fluid Dynamics (CFD) method. In the study, the fan system in the oven was rotated in two directions. The symmetrical and balanced air flow obtained by changing the direction of the fan prevents the formation of hot air pockets and reduces regional temperature differences, thus providing a more even heat transfer on all product surfaces. Furthermore, the perforated metal sheet, which is positioned within the intake and discharge channels of the fan, plays a direct role in the effectiveness of air circulation. The airflow directed through these holes ensures that turbulence is maintained at a minimum in different areas of the cooking chamber and that the airflow is distributed homogeneously over the product surface. A detailed analysis of the velocity distribution, temperature contours and effects of the turbulence in these regions was conducted using CFD analyses. The findings demonstrate that the optimization of fan rotation direction

and duct holes in combi oven designs enhances the baking performance by increasing the uniformity of the indoor temperature distribution. It is evident that these design approaches also provide significant gains in terms of energy efficiency.
Keywords: CFD, Industrial oven, Temperature distribution

GİRİŞ

Gıda endüstrisinde artan rekabet ve enerji verimliliği gereksinimleri, üretim süreçlerinde ürün kalitesini artıran ve enerji tüketimini azaltan teknolojilere olan ilgiyi her geçen gün artırmaktadır. Bu doğrultuda, unlu mamul üreticileri, restoran zincirleri, oteller ve endüstriyel hazır yemek firmaları gibi sektör paydaşları, yüksek performanslı ve enerji verimli pişirme ekipmanlarını tercih etmektedir. Son yıllarda yaygın olarak kullanılan kombi fırınlar, konveksiyonel hava sirkülasyonu ve hassas sıcaklık kontrolü sayesinde ürünlerin hem kısa sürede hem de homojen şekilde pişirilmesini mümkün kılmakta, böylece üretim kalitesine doğrudan katkı sağlamaktadır.

Konveksiyon tipi bu fırınlarda yüksek kaliteli bir ürün elde edebilmek için, ısı kaynağı, hava sıcaklığı ve hava hareketi gibi parametrelere bağlı olarak optimum bir sıcaklık dağılımının sağlanması büyük önem taşımaktadır. Fırın içerisinde sıcaklık ve hava hızının homojen dağılımı, ürün kalitesini doğrudan etkileyen en önemli etkenlerden biridir. Fırın içindeki sıcaklık, pişirme sırasında ürünlerde aynı anda gerçekleşen çeşitli fiziko-kimyasal ve biyolojik süreçlerin kontrolünde belirleyici rol oynamaktadır. Bu süreçler arasında suyun buharlaşması, hacim genişlemesi, kabuk oluşumu ve Maillard reaksiyonu gibi mekanizmalar yer almaktadır (Purlis ve Salvadori, 2009). Fırın içindeki eşit olmayan ısıtma profilleri, ürünlerin renk ve nem içeriğinde farklılıklar oluşturmakta; bu da son ürün kalitesinde istenmeyen varyasyonlara neden olmaktadır. Ancak bu farklılıklar, fırının tasarımı ve hava akışı konfigürasyonunun iyileştirilmesiyle minimize edilebilir (da Graca Carvalho ve Nogueira, 1997). Bu kapsamda, sabit kalitede ürün elde edilmesi ve fırının enerji açısından verimli çalışması, yalnızca doğru ekipman seçimiyle değil, aynı zamanda fırın içi akış ve sıcaklık dağılımının optimize edilmesiyle mümkündür. Bu optimizasyonun sağlanabilmesi için, fırın tasarımlarının imalat öncesinde modelleme, simülasyon ve analiz süreçlerinden geçirilmesi gerekmektedir. Bu süreçlerde, akışkan hareketinin ve ısı transferinin detaylı olarak incelenmesine olanak tanıyan Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) yöntemleri, tasarımcılar için güçlü ve etkili bir mühendislik aracı olarak öne çıkmaktadır (Chhanwal *vd,* 2010).

Konveksiyonlu fırınlar kendi içerisinde doğal konveksiyonlu ve zorlanmış konveksiyonlu olmak üzere iki gruba ayrılmaktadır. Doğal konveksiyonlu fırınlarda hava hareketi, sıcaklık farklarından kaynaklanan doğal akışla sağlanmakta olup, pişirme sürecinde esas ısı transfer mekanizması radyasyondur. Buna karşılık, zorlanmış konveksiyonlu fırınlarda ise iç hacimdeki hava sirkülasyonu bir veya birden fazla fan yardımıyla sağlanmakta, bu sayede ısı transferi büyük ölçüde konveksiyonla gerçekleşmektedir. Zorlanmış konveksiyonlu sistemlerde fan, sıcak havanın ürün yüzeylerine homojen şekilde ulaşmasını sağlayan temel bileşenlerden biri olarak öne çıkmaktadır.

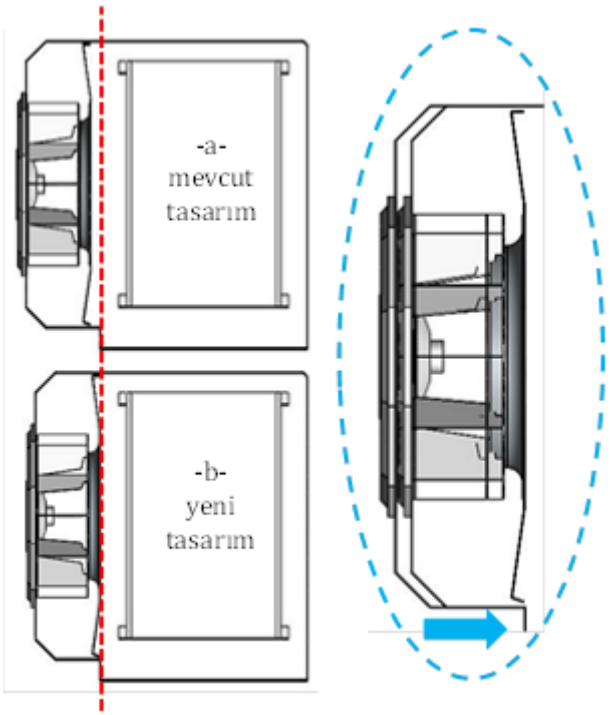
Verboven *vd,* (2000) endüstriyel ölçekteki elektrikli bir zorlanmış konveksiyonlu fırın içerisindeki hava akışını k-ε türbülans modeli ile analiz etmiş, fan basınç kapasitesi, girdap hareketi ve fırın geometrisi arasındaki etkileşimleri ortaya koymuşlardır. Sayısal ve deneysel veriler arasında iyi bir uyum sağlandığını göstererek, HAD yönteminin karmaşık ısı transferi süreçlerinin modellenmesinde güvenilir bir araç olduğunu belirtmişlerdir. Rek *vd,* (2012), doğal taşınım, zorlanmış taşınım, iletim ve radyasyon gibi tüm temel ısı transfer mekanizmalarını dikkate alarak dört farklı fırın geometrisinde on bir farklı sınır koşulu varyasyonunu analiz etmişlerdir. Elde ettikleri sonuçlar, sıcak hava hızının kontrolünün pişirme kalitesi üzerinde belirleyici bir faktör olduğunu ortaya koymuş, sayısal analizlerden elde edilen sıcaklık alanlarının prototip test sonuçlarıyla yüksek uyum gösterdiğini vurgulamışlardır. Salish *vd,* (2021), kek pişirme uygulamasında kullandıkları zorlanmış konveksiyonlu fırında akış dağılımını HAD yöntemi ile incelemiş, sayısal ve deneysel sıcaklık verileri arasında yalnızca %0,7 fark gözlemlemişlerdir. Ayrıca, fırın içindeki hava hız dağılımını analiz ederek kekin optimum pişme konumunu belirlemişlerdir [6]. Constantin *vd,* (2023), tünel tipi zorlanmış konveksiyonlu fırınlarda pişirme sırasında etkin olmayan bölgelere girdap kırıcı yönlendirici kanatlar ekleyerek hava sirkülasyonunu artırmayı hedeflemişlerdir. Bu müdahalenin etkinliğini değerlendirmek amacıyla HAD analizleri gerçekleştirmişler ve hava akışının dengelendiğini göstermişlerdir. Benzer şekilde, Kokolj *vd,* (2017), fan ön kapağında yer alan hava dağıtıcı yapıların farklı konfigürasyonlarda fırın içi hız dağılımı ve pişirme performansı üzerindeki etkilerini araştırmışlardır. Önerdikleri yeni fan kapağı tasarımının, özellikle fırının sağ arka köşesinde gözlemlenen hız düşüşünü önemli ölçüde azalttığı ve bu sayede pişirme homojenliğini artırdığı belirtilmiştir.

Bu çalışmada, zorlanmış konveksiyonlu bir endüstriyel fırında fan önüne yerleştirilen delikli sac yapıların hava akışı ve sıcaklık dağılımı üzerindeki etkisi, Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) yöntemi ile incelenmiştir. Çalışmanın amacı, fırın içerisindeki sıcak hava akışının yönlendirilmesi ile pişirme kalitesini artırmak ve bölgesel sıcaklık farklarını minimize etmektir. Farklı fan dönüş yönleri ve delikli sac konumları için hava akış hızındaki

iyileşmenin sıcaklık dağılımına paralel etkide bulunacağı göz önüne alınarak yalnızca hız konturları analiz edilmiştir. Böylece, pişirme odasında daha homojen bir ısı dağılımı sağlanması hedeflenmiştir.

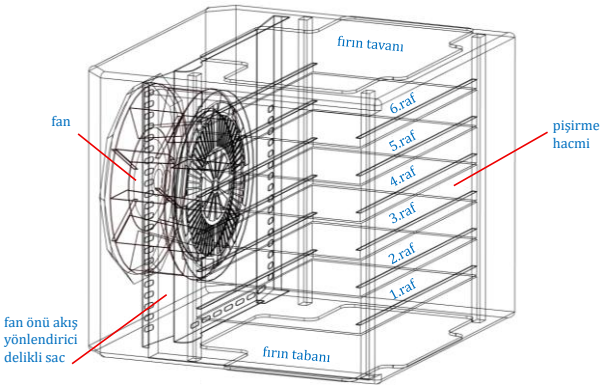
MATERYAL VE METOD

Bu çalışmada, zorlanmış konveksiyonlu fırın içerisindeki hava akışı ve sıcaklık dağılımının incelenmesi amacıyla Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) yöntemi kullanılmıştır. Amaç, pişirme homojenliğini etkileyen bölgesel sıcaklık farklarını ve akış düzensizliklerini belirleyerek optimum hava yönlendirme stratejilerini ortaya koymaktır. Çalışmada iki farklı durum incelenmiştir. Şekil 1'de gösterildiği gibi fanın ön kısmında bulunan sacın konumu basamak akışına sebep olduğundan pişirme hacmine sıfır konumda ve fana sıfır konumda olacak şekilde iki durum için çalışmalar yürütülmüştür. Pişirme hacmine sıfır olacak konumda yerleştirilen fan için fandan uzaklaşan sacın bütünlüğünün sağlanabilmesi amacıyla bir boğaz detayı oluşturulmuştur (Şekil 1-detay). Bu kapsamda, iki farklı fan önü sac konfigürasyonu değerlendirilmiştir. Şekil 1'de gösterildiği üzere, ilk durumda fan önü sac, fan tarafına yerleştirilmiş olup, bu yerleşim pişirme hacmi bölgesinde bir basamak akışı oluşturarak akış yapısında düzensizliklere yol açmıştır. Alternatif senaryoda ise sac, pişirme hacmine sıfır mesafede konumlandırılmış ve böylece akış bozulmalarının azaltılması hedeflenmiştir. Ayrıca ikinci durumda, fan emiş bölgesinde akış sürekliliğini koruyabilmek amacıyla sac geometrisine bir boğaz detayı entegre edilmiştir.



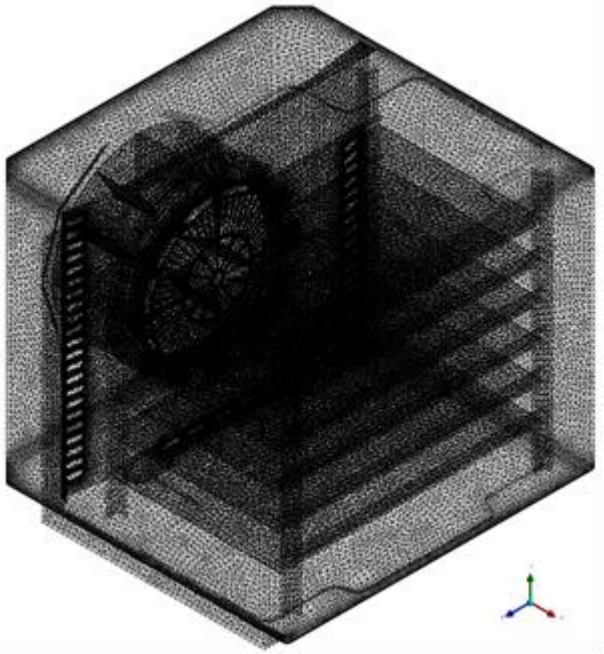
Şekil 1. Fan önü sacının farklı yerleşim senaryoları: (a) basamak akışına neden olan fan tarafı konumlandırması, (b) akış sürekliliğini sağlayan pişirme hacmi tarafı konumlandırması ve entegre boğaz tasarımı.

Sayısal analizlerde, Şekil 2'de gösterilen ve hâlihazırda üretimi devam eden endüstriyel ölçekli, fan destekli zorlanmış konveksiyonlu bir fırın modeli kullanılmıştır. Fırının iç hacmine ait geometrik modelleme SolidWorks yazılımı kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Şekil 2'de görüldüğü üzere, fırın iç hacmi dönel (fan bölgesi) ve sabit (pişirme bölgesi) olmak üzere iki bölüme ayrılmıştır ve bu bölgelerin temas ettiği yüzeylerde ara yüzey tanımlamaları yapılmıştır.



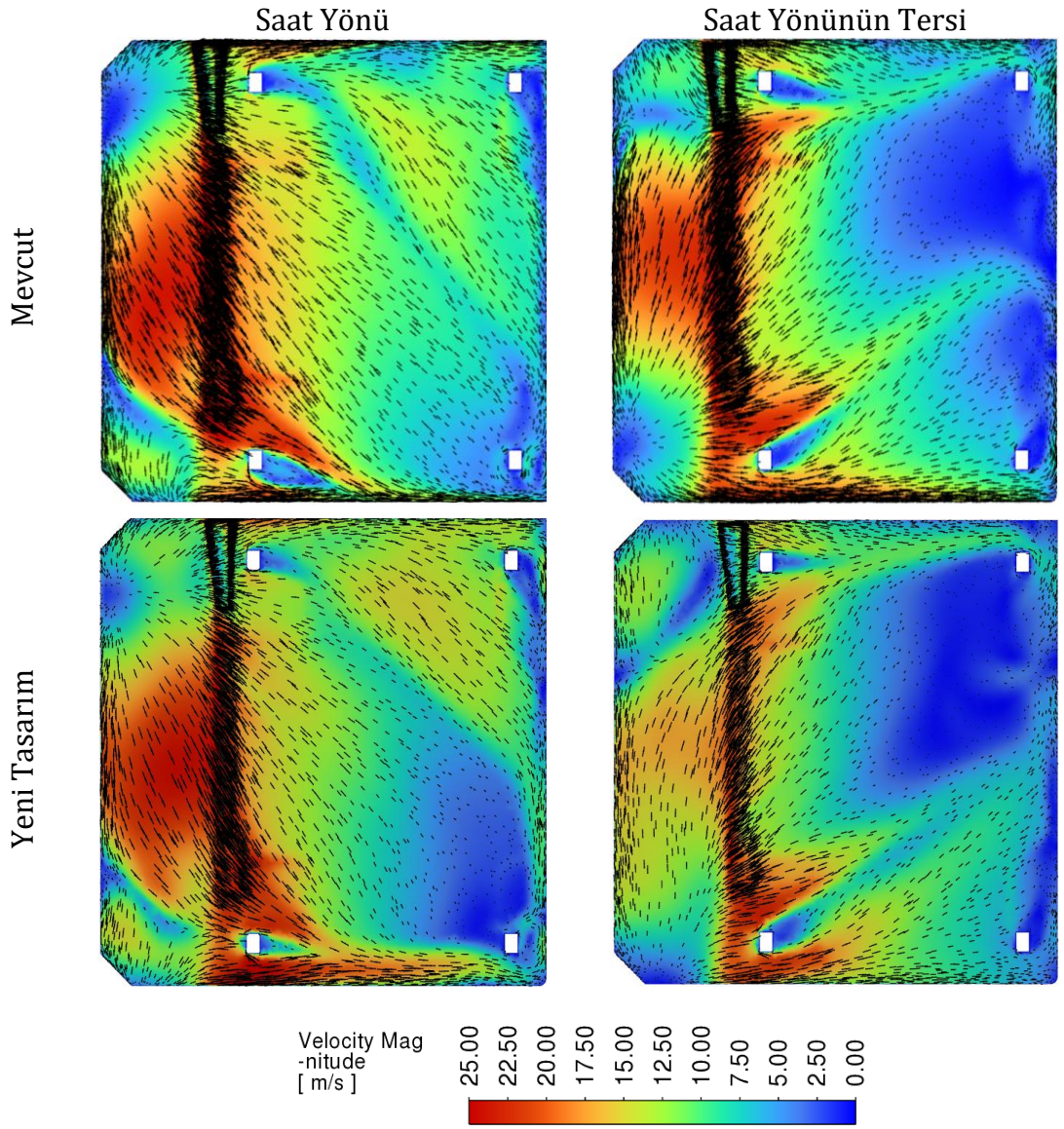
Şekil 2. Sayısal analizlerde kullanılan endüstriyel fırın modeline ait akış hacmi.

Sayısal analizlerin gerçekleştirilmesi amacıyla, fırın kabininin iç hacmine ait akış alanının ağ yapısı ANSYS Meshing modülünde, Şekil 3'de gösterildiği üzere oluşturulmuştur. Ağ yapısı, çözüm doğruluğunu artırmak için özellikle fan bölgesi ve delikli sac çevresinde ölçeklendirme yapılarak eleman boyutları küçültülüp yerel ağ yoğunluğu artırılmıştır. Ayrıca, fan kanat yüzeylerinde sınır tabaka davranışının daha doğru yakalanabilmesi için katmanlı ağ yapısı uygulanmıştır. Hesaplama süresi ile çözüm hassasiyeti arasında optimum denge gözetilerek, toplam eleman sayısı yaklaşık 8.6×10^6 olarak belirlenmiştir.



Şekil 3. Fırın iç hacmine ait oluşturulan ağ yapısı ve yerel ağ yoğunluğu bölgeleri.

Akışın sıkıştırılamaz ve daimi kabul edildiği analizlerde, özellikle düzensiz akış bölgeleri ve çalkantıların belirgin olduğu durumlar göz önünde bulundurularak, endüstriyel uygulamalarda yaygın olarak tercih edilen ve fiziksel olarak daha anlamlı sonuçlar sağlayan Realizable k-ε türbülans modeli kullanılmıştır. Fırın içerisindeki hava hareketini temsil edebilmek amacıyla fan bölgesi, 1400 dev/dk hızla dönen bir dönel akış hacmi olarak tanımlanmıştır. Ayrıca, fırın içindeki sıcaklık dağılımının etkisini belirlemek için akış hacminde bir rezistans yüzeyi tanımlamıştır ve sabit ısı akısı yaklaşık 55000 W/m^2 olarak girilmiştir. Fanın hem saat yönünde hem de saat yönünün tersine döndüğü senaryolar dikkate alınarak analizler karşılaştırmalı şekilde yürütülmüştür. Pişirme süresince sistemde herhangi bir hava girişi veya çıkışı bulunmadığından, kütle korunumu yalnızca fan etkisiyle sağlanmıştır. Çevre yüzeyler için kaymama koşulu sınır şartı tanımlanmıştır. Ayrıklaştırma şeması olarak momentum ve türbülans denklemleri için ikinci mertebeden yaklaşım şeması kullanılmıştır. Çözümde yakınsama kriteri olarak tüm denklemler için 1×10^{-5} mertebesinde artık sınırı esas alınmıştır. Ayrıca karakteristik noktalar da hız değişimlerinin durağan hale gelmesi durumu çözümün kararlılığı açısından izlenmiştir.



Şekil 4. Farklı fan dönüş yönleri ve delikli sac konumlandırmaları için pişirme hacmi içi hız dağılım konturları: fırın taban kesiti.

BULGULAR VE TARTIŞMALAR

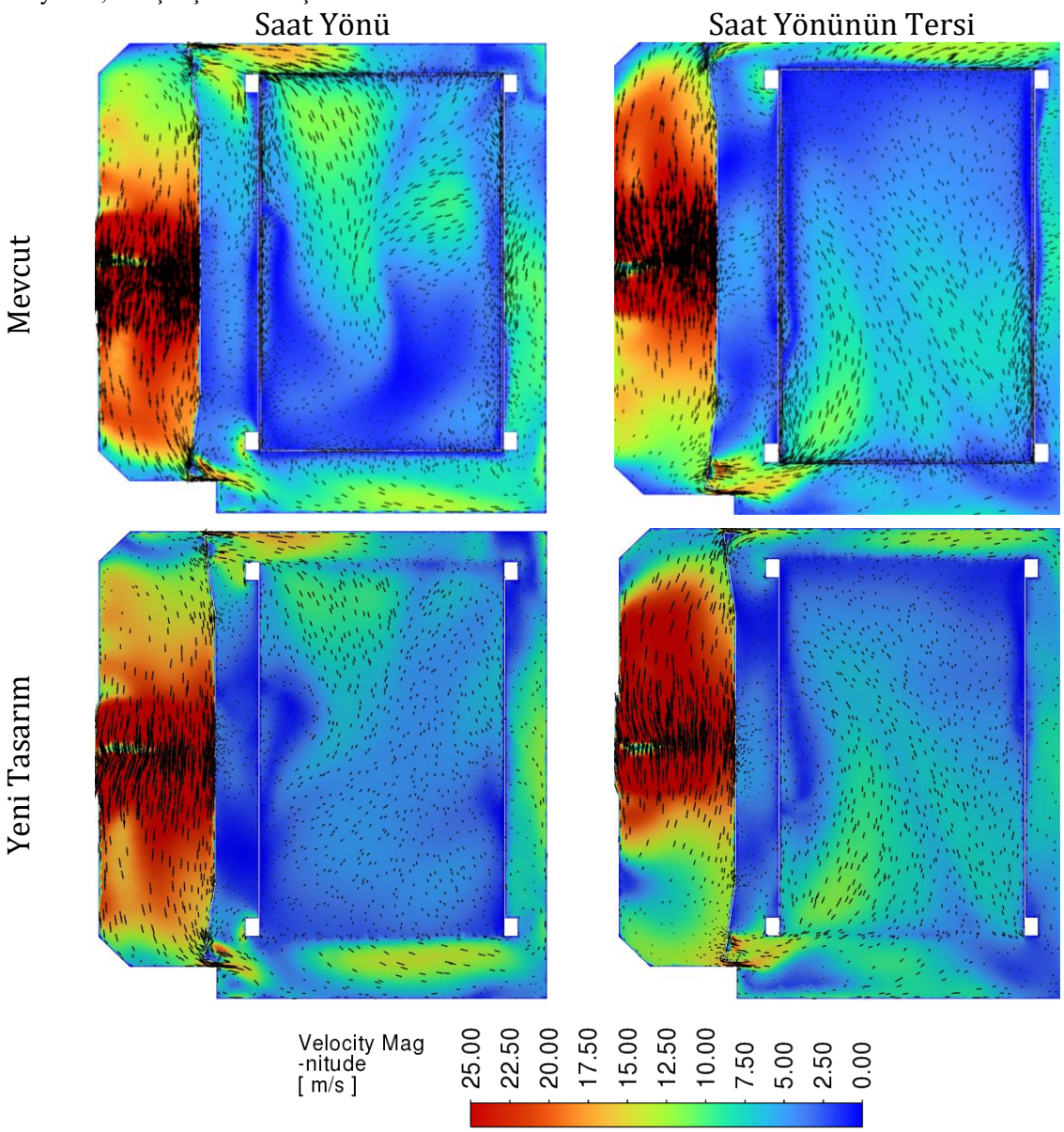
Fırın içindeki hava sirkülasyonunu sağlayan fanın ön bölgesindeki delikli sac için farklı konumlandırmalara sahip iki tasarım ile sayısal analizler yapılmıştır. Fanın dönme yönü; akışın alt, orta ve üst raflara ulaşması ve dolayısıyla ürünlerin homojen pişmesi açısından kritik öneme sahiptir. Bu nedenle değerlendirmeler, hem saat yönünde hem de saat yönünün tersindeki fan dönüşleri dikkate alınarak gerçekleştirilmiştir.

Fan önüne yerleştirilen delikli sac, hava akışını yönlendirmek ve türbülansı kontrol altına almak amacıyla tasarlanmıştır. Yeni tasarımda da mevcut sacın geometrik yapısı korunmuştur. Ancak sacın fırın hacmi içerisindeki konumu ötelenerek basamaklı akış oluşumunu engelleyen yeni bir konumlandırma yapılmıştır.

Fırın içindeki hava dağılımının homojenliği, özellikle raf aralarındaki hız dağılımı ile değerlendirilmiştir. Bu amaçla, 6 raflı fırının tavanı, tabanı ile birlikte 1., 3. ve 6. raf hizalarında hız konturları incelenmiştir. Tüm analizlerde hız dağılımı 0–25 m/s aralığında normalize edilerek sunulmuştur.

Şekil 4'te fırın taban kesitinde elde edilen hız konturları, fanın saat yönü ve saat yönünün tersinde dönmesi durumunda, düşük hava hızı bölgelerinin konumlarının birbirini tamamlayacak şekilde değiştiğini göstermektedir. Diğer bir ifadeyle, akışın yönü değiştirildiğinde düşük hız bölgeleri konum olarak yer değiştirmekte ve simetrik olmayan bir hava dağılımı oluşmaktadır. Bu durum, akışın fan merkezinden çevreye yayılırken, duvar etkileri ve türbülans kaynaklı sapmalarla yönlendirilmesinden kaynaklanmaktadır.
Mevcut delikli sac konfigürasyonunda, fırının sağ alt bölgesinde her iki fan dönüş yönü için de belirgin bir düşük hız bölgesi oluştuğu gözlemlenmiştir. Bu durum, bu alanda yeterli hava dolaşımının sağlanamaması nedeniyle pişirme performansının olumsuz

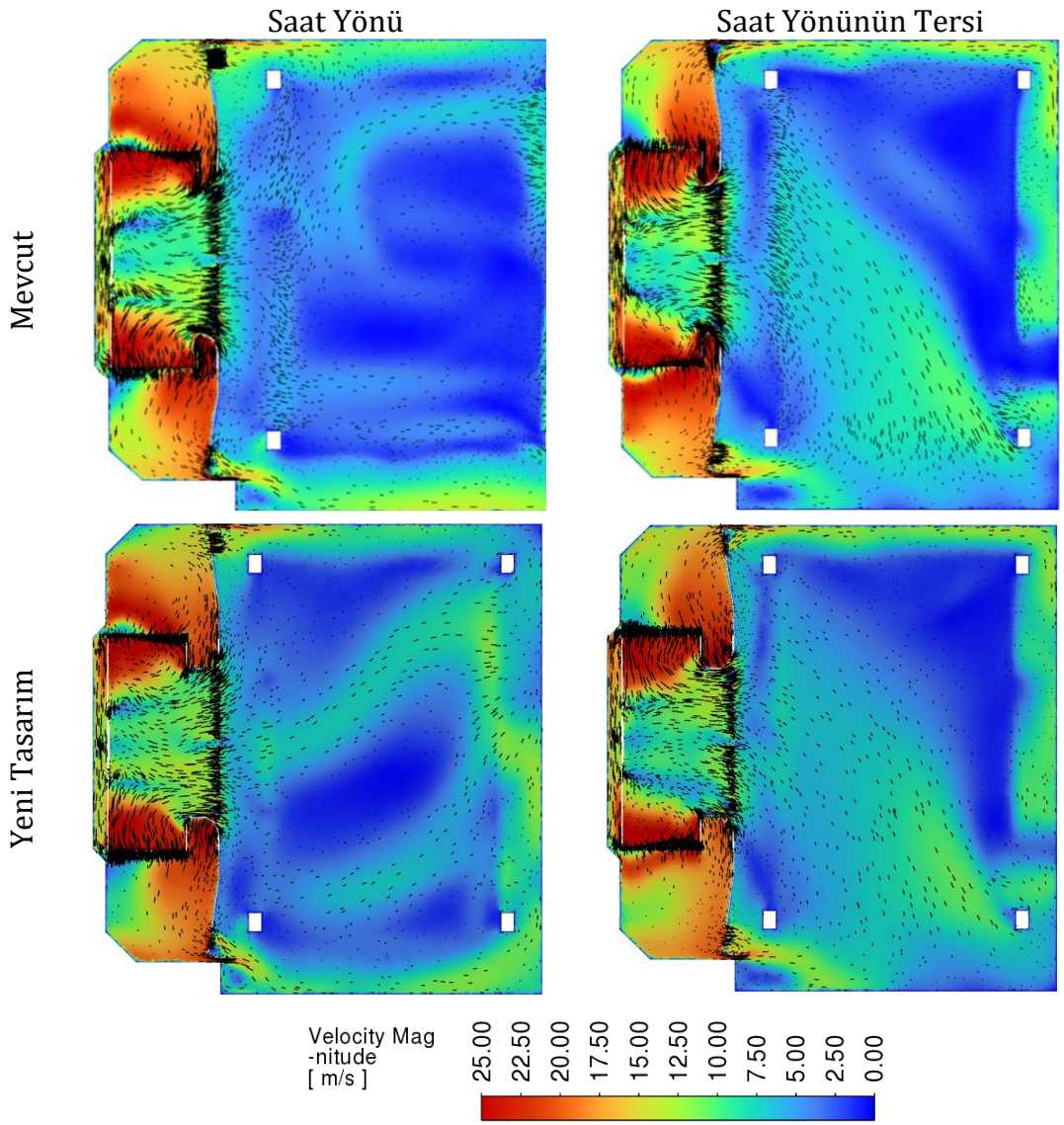
etkilenebileceğine işaret etmektedir. Buna karşın, fanın pişirme hacmine daha yakın konumlandırıldığı ve delikli sacın ötelenerek yeniden tasarlandığı yeni konfigürasyonda, fan çıkışındaki akışın daha simetrik bir şekilde yönlendirildiği, dolayısıyla hava sirkülasyonunun daha dengeli bir yapıya kavuştuğu tespit edilmiştir.



Şekil 5. Farklı fan dönüş yönleri ve delikli sac konumlandırmaları için pişirme hacmi içi hız dağılım konturları: birinci raf.

Şekil 5'te, birinci raf bölgesine ait hız dağılımları incelendiğinde; özellikle saat yönü dönüş durumunda mevcut tasarımın akış yönlendirme açısından yetersiz kaldığı görülmektedir. Fan çıkışından itibaren hava akışı, fırının alt bölgesine doğru yönelmekte, ancak duvar etkileri nedeniyle akış, raflar arasına etkili bir şekilde girememektedir. Bu durum, alt raflarda zayıf sirkülasyon bölgelerinin oluşmasına ve bu bölgelerde pişirme veriminin düşmesine yol açmaktadır. Ayrıca mevcut tasarımda, saat yönü dönüş durumunda belirli bölgelerde hız değerlerinin 15 m/s seviyelerine ulaştığı gözlemlenmiştir. Bu ani hız artışı, akışta zorlanmış taşınıma neden olarak pişirme hacminde aşırı yerel ısınmalara ve homojen olmayan ürün pişirimine zemin hazırlamaktadır.

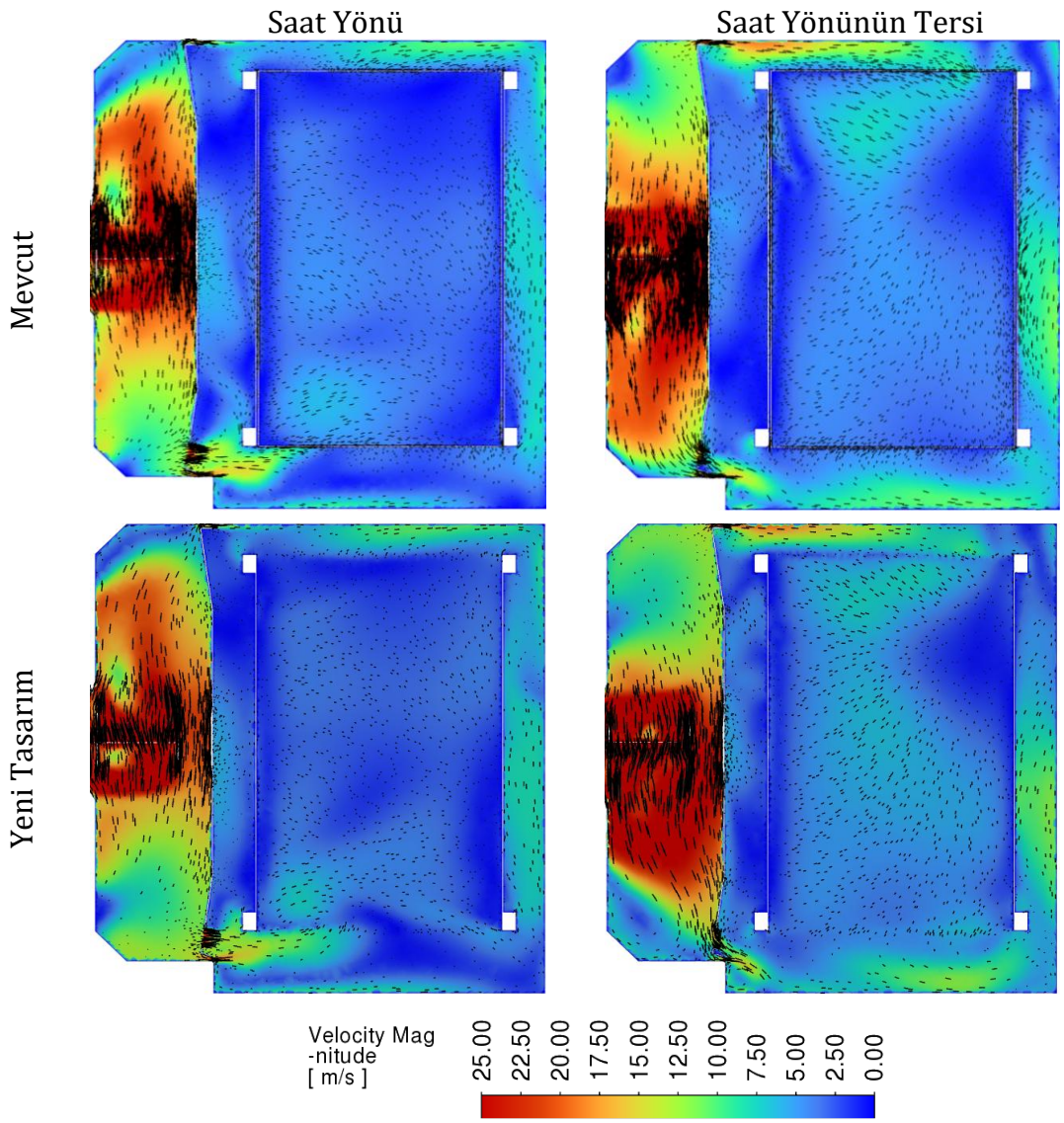
Yeni tasarımda ise yönlendirme sacının konumu ayarlanarak basamak akışı etkili bir biçimde kontrol altına alınmıştır. Bu sayede hava akışı raf aralarına daha dengeli dağılmaktadır ve düşük hız alanları minimize edilmektedir. Her iki dönüş yönü için de akışın raf aralarına yönlendirilmesiyle pişirme hacmi genelinde daha homojen bir hava dağılımı elde edilmesi hedeflenmiştir. Bu iyileştirme, fırının performansını artırarak farklı raflarda benzer pişirme koşullarının sağlanmasına olanak tanımaktadır.



Şekil 6. Farklı fan dönüş yönleri ve delikli sac konumlandırmaları için pişirme hacmi içi hız dağılım konturları: üçüncü raf.

Şekil 6'da üçüncü raf düzlemine ait hız konturları incelendiğinde; mevcut tasarımda fanın saat yönü ve saat yönü tersi dönüşlerinde oluşan akış yapılarının birbirini tamamlamadığı ve bu nedenle raf düzleminde tutarsız bir hava dağılımının meydana geldiği gözlemlenmektedir. Her iki dönüş yönünde de oluşan akış alanları farklı bölgelerde yoğunlaşmaktadır ve bu durumda bazı raf aralarına yeteri kadar hava akımının ulaşmamasına neden olmaktadır. Özellikle mevcut tasarımda üçüncü raf seviyesinde ters yönlü akımların çakıştığı bölgelerde girdap oluşumu dikkat çekmektedir. Bu tür girdaplı yapılar, yerel türbülans artışına ve dolayısıyla sıcaklık kontrolünün zorlaştığı alanlara yol açmaktadır.

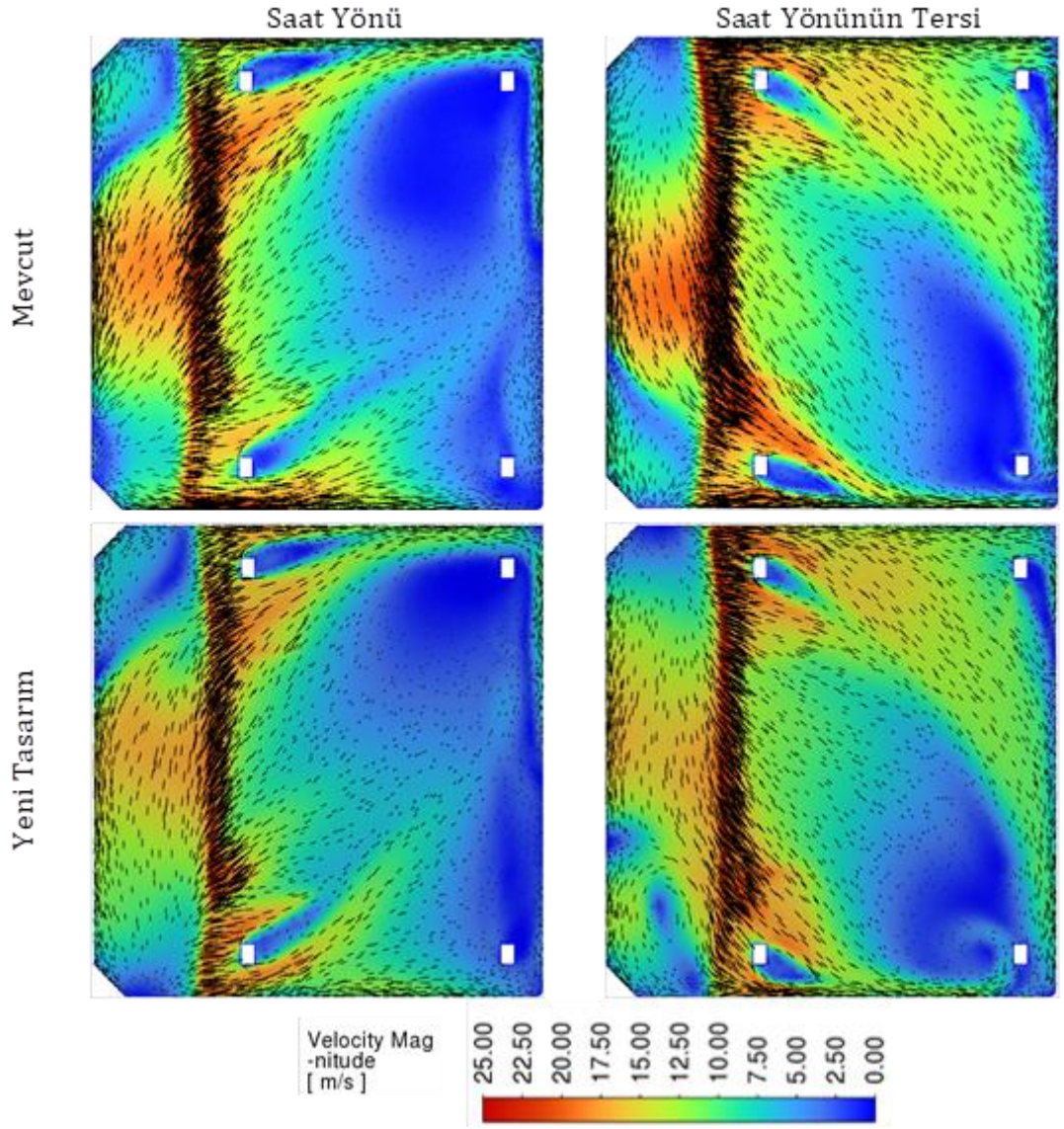
Yeni tasarımda ise yönlendirme sacının konumunun değiştirilmesiyle, saat yönü ve saat yönü tersi dönüşlerinde oluşan akışlar birbiriyle daha uyumlu hale gelmiştir. Zıt dönüş yönlerine ait akış yapıları birbirini destekleyerek, üçüncü raf düzleminde daha dengeli ve sürekliliği yüksek bir hava hareketi sağlamaktadır. Bu, hem ters akış bölgelerinin önlenmesini hem de hava sirkülasyonunun raf düzlemi boyunca daha homojen bir şekilde yayılmasını mümkün kılmaktadır.



Şekil 7. Farklı fan dönüş yönleri ve delikli sac konumlandırmaları için pişirme hacmi içi hız dağılım konturları: altıncı raf.

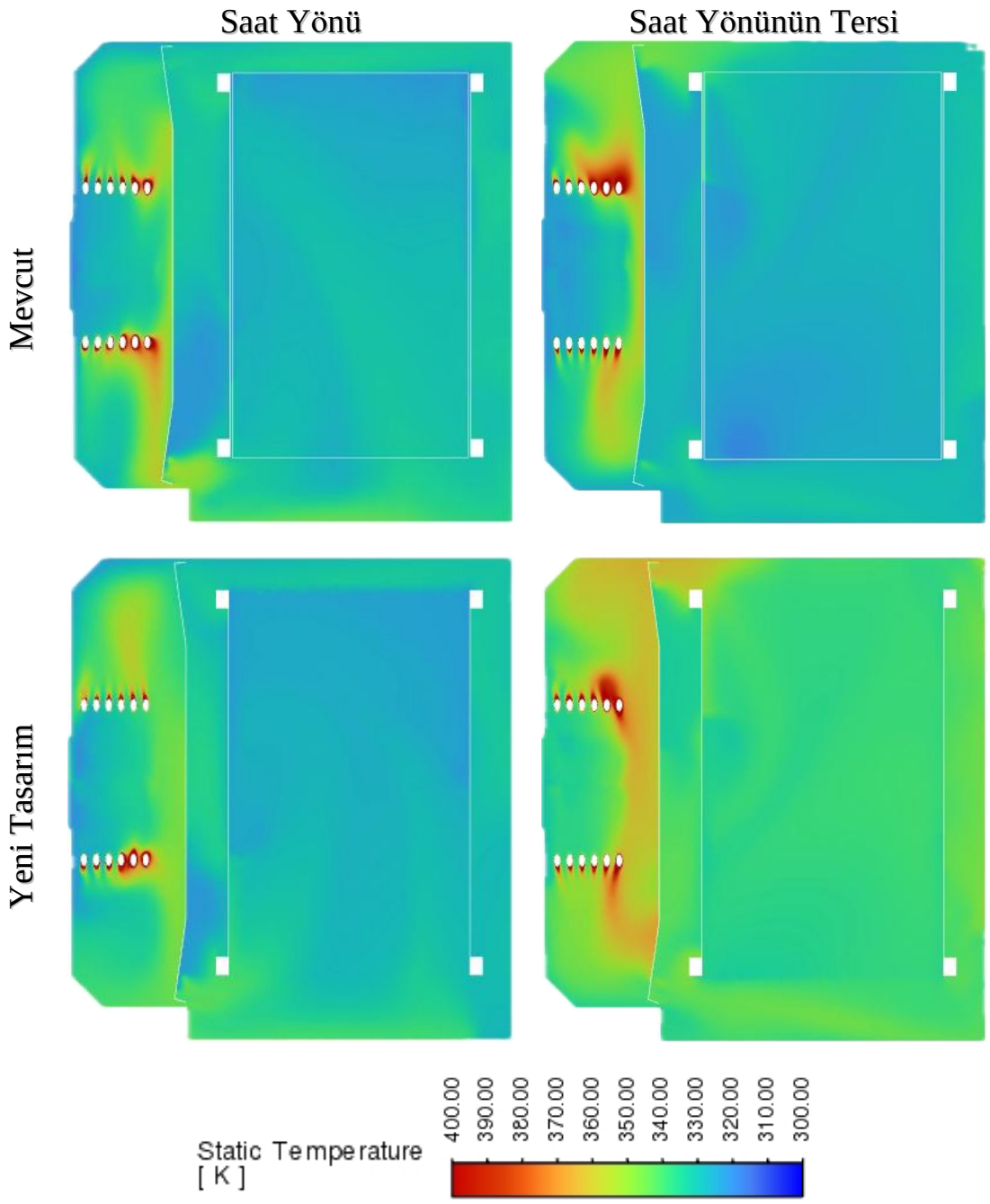
Şekil 7'de en üst raf düzlemine ait hız dağılımı incelendiğinde, yeni tasarımın özellikle saat yönü dönüş durumunda akış yapısını daha etkin biçimde yönlendirebildiği görülmektedir. Bu durum, mevcut tasarıma kıyasla üst raf bölgesinde daha düzenli ve yönlenmiş bir hava akımı sağlamaktadır. Ancak mevcut tasarımda bu bölgede hız dağılımında belirgin homojensizlikler ve yönsüz sirkülasyon alanları dikkat çekmektedir. Öte yandan, yeni tasarımın alt ve orta raf düzlemlerinde sağladığı belirgin iyileşme, üst raf düzleminde aynı ölçüde etkili olmamaktadır. Bu durum, delikli sacın fan çıkışına yakın konumlandırılmasından dolayı yukarı yönlü akışı doğrudan yönlendirememesiyle açıklanabilir.

Benzer şekilde, Şekil 8'de fırın tavan düzlemine ait konturlarda da delikli sacın etkisinin azaldığı görülmektedir. Tavan bölgesine ulaşıldıkça, yönlendirme sacının oluşturduğu akış kontrolü büyük ölçüde zayıflamaktadır ve mevcut ile yeni tasarım arasında kayda değer bir fark gözlemlenmemektedir. Bu durum, tasarım iyileştirmesinin alt ve orta bölgelerde etkili olduğunu, ancak üst bölgelere yönelik ek bir tasarım ihtiyacını olduğunu göstermektedir.

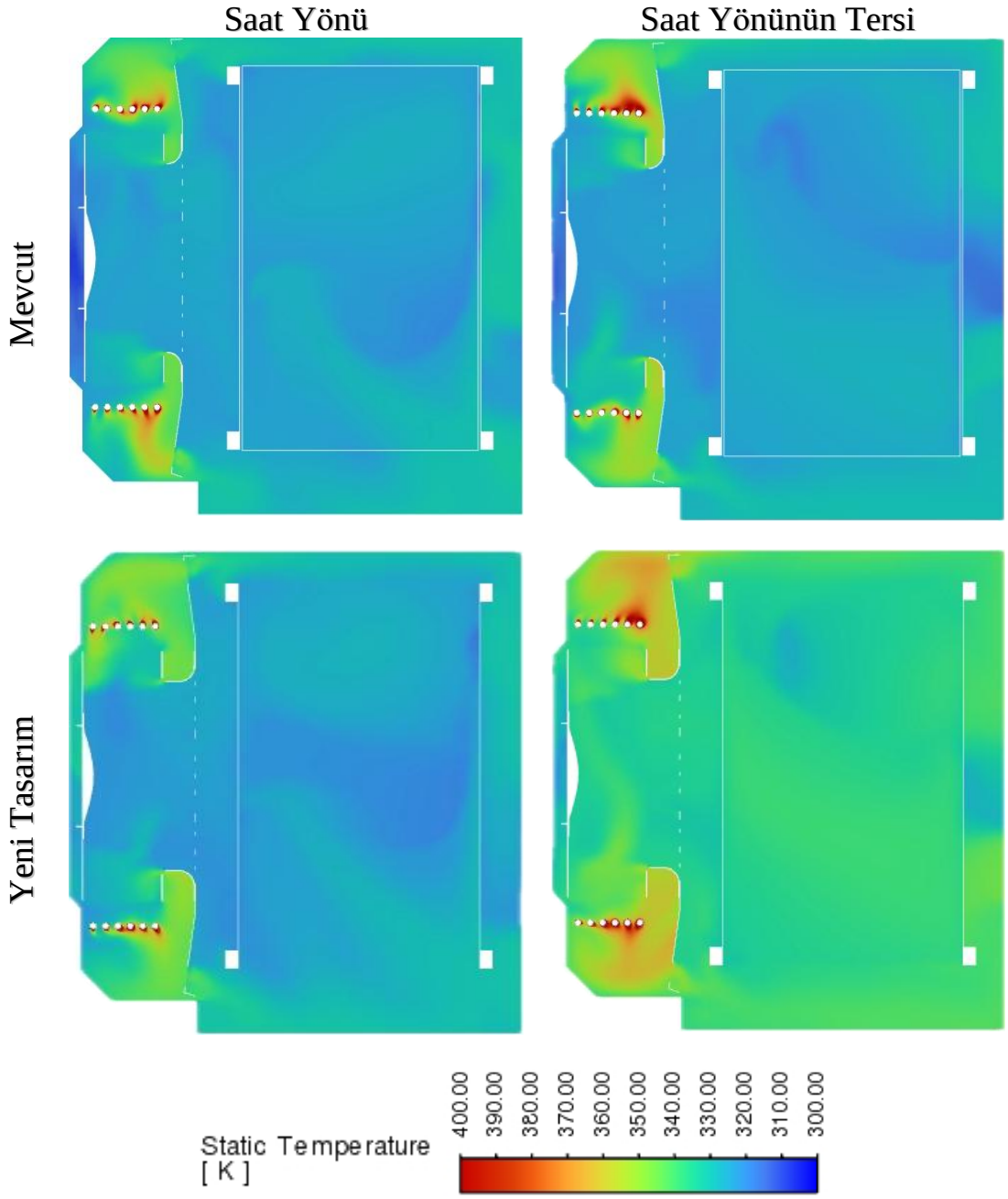


Şekil 8. Farklı fan dönüş yönleri ve delikli sac konumlandırmaları için pişirme hacmi içi hız dağılım konturları: fırın tavan bölgesi.

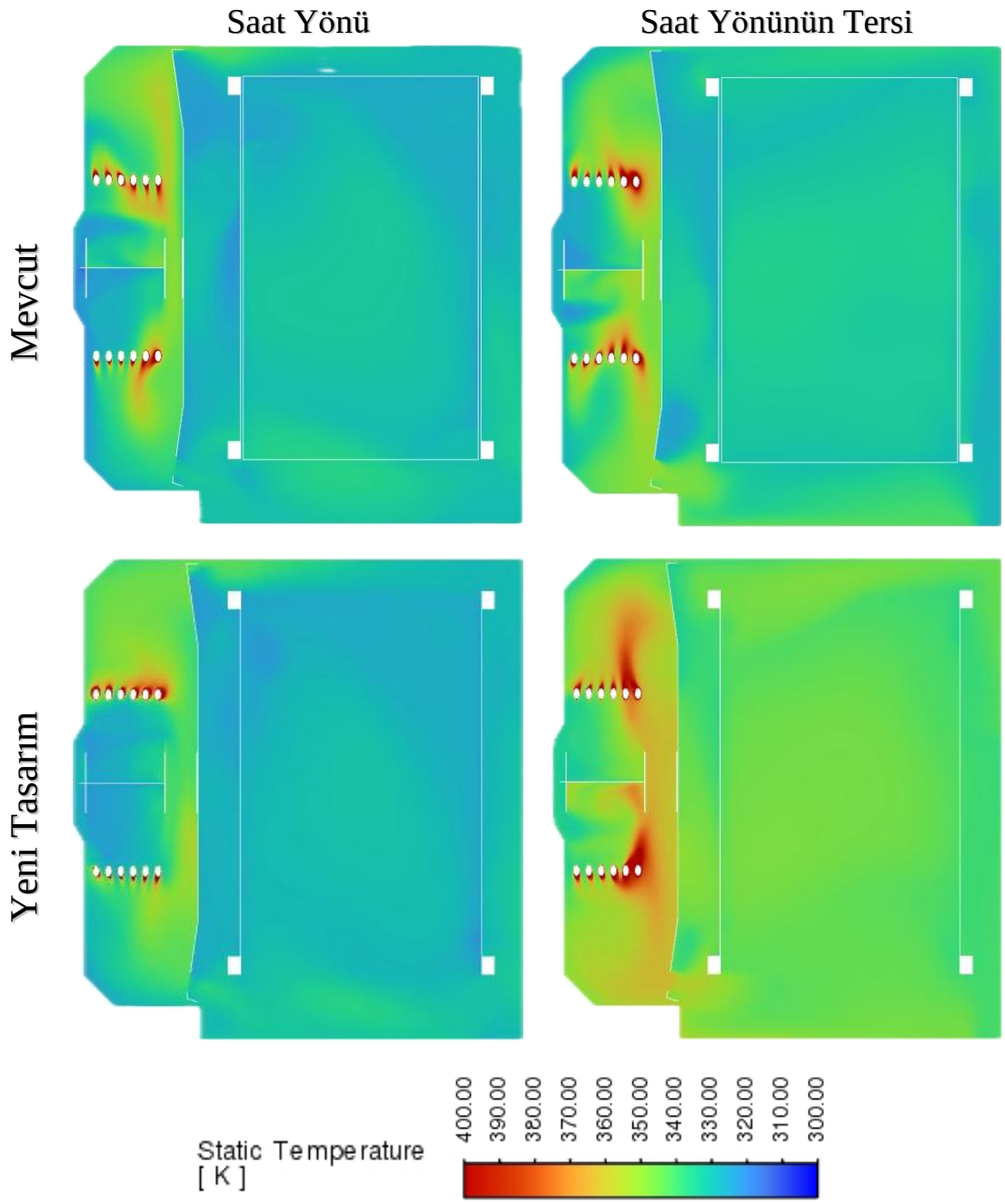
Fırın içindeki sıcaklık dağılımı için birinci, üçüncü ve altıncı raftaki kesitlere ait sıcaklık kontur dağılımları Şekil 9, 10 ve 11'de sırasıyla verilmiştir. Mevcut ve yeni tasarım için farklı fan dönüş yönüne bağlı olarak sıcaklık dağılımının aynı şartlarda yorumlanması amacıyla sıcaklık değişimi 300 K ile 400 K arasında seçilmiştir. Sıcaklık konturları incelendiğinde; hız dağılımında elde edilen sonuçlara benzer şekilde farklı fan yönünün etkisi kayda değer şekilde ortaya çıkmıştır. Özellikle tek yönde döndürülen fan için elde edilen sonuçlarda düşük sıcaklık bölgeleri, fanın ters yönde döndürülmesiyle hareketlenmiştir ve sıcaklıkta istenilen miktarda artışlar meydana gelmiştir. Bu durum geleneksel fırınlarda tek bir fan dönüşü ile yapılan fırın içi hava dağılımının yetersiz kaldığını da ortaya çıkarmıştır. Bunun yanı sıra fırın içindeki hava sirkülasyonunun tek bir pişirme için bile fanın belirli bir süre saat yönünde ve daha sonra saat yönünün tersine döndürülmesi gerekliliğini ortaya koymuştur.



Şekil 9. Farklı fan dönüş yönleri ve delikli sac konumlandırmaları için pişirme hacmi içi sıcaklık dağılım konturları: birinci raf.



Şekil 10. Farklı fan dönüş yönleri ve delikli sac konumlandırmaları için pişirme hacmi içi sıcaklık dağılım konturları: üçüncü raf.



Şekil 11. Farklı fan dönüş yönleri ve delikli sac konumlandırmaları için pişirme hacmi içi sıcaklık dağılım konturları: altıncı raf.

Sıcaklık kontur sonuçlarına göre mevcut tasarıma alternatif olarak fan önü sacının değiştirildiği yeni tasarım içinde etkili sonuçlar elde edilmiştir. Özellikle yeni tasarım, hava akışının belirli bir yöne yoğunlaşmadan farklı yönlere eşit miktarda yönlendirilmesine katkı sağlamıştır. Fırın içindeki sıcaklık değerlerinin de mevcut duruma göre farklı bölgelerde birbirine yaklaştığı ve ani olarak tek bölgede sıcaklık artışının önüne geçildiği tespit edilmiştir. Bu durum özellikle belirli ürünlerin pişirme esnasında farklı zamanlarda pişmesinin veya yanmasının önüne geçilmesinde önem arz etmektedir.

SONUÇLAR

Bu çalışma kapsamında, fırın içerisindeki hava akışının homojenliği ve fan önüne konumlandırılan delikli yönlendirme sacının etkisi, mevcut ve yeni tasarım yaklaşımları karşılaştırılarak incelenmiştir. Sayısal analizler, fanın saat yönünde ve saat yönünün tersine dönüş senaryoları için değerlendirilmiştir. Farklı raf ve düzlemlerdeki hız ve sıcaklık konturları üzerinden hava sirkülasyonunun davranışı analiz edilmiştir. Aşağıda elde edilen temel bulgular maddeler halinde sunulmuştur:

- Fırın içerisindeki hava dağılımının homojenliği, fan dönme yönü ve delikli yönlendirme sacının konumuna

bağlı olarak önemli ölçüde değişmektedir. Yeni tasarım bu açıdan mevcut tasarıma göre belirgin avantajlar sağlamıştır.

- Fan önündeki delikli sacın pişirme hacmine daha yakın ötelenerek konumlandırıldığı yeni tasarımda, basamaklı akış oluşumu engellenmiştir ve akış daha kontrollü şekilde raf aralarına yönlendirilmiştir.
- Yeni tasarımın alt ve orta bölgelerde hava akışının dağılımını homojenleştirdiği, pişirme hacminde daha dengeli ısı transferi ve ürün pişirme koşullarının oluşturulabileceği sonucuna ulaşılmıştır.
- Fan tarafından sirküle edilen hava hızının farklı bölgelerdeki dağılımı, özellikle hassas ısı kontrolü gerektiren ürünlerde kalite sorunlarına neden olacağı sonucuna varılmıştır.
- Üst raf 6. raf ve tavan düzlemi arasındaki hava sirkülasyonu göz önüne alındığında; delikli sacın etkisi sınırlı kalmıştır. Bu nedenle yeni ve mevcut tasarımlar arasında belirgin bir fark gözlemlenmemiştir. Bu durum, yukarı yönlü akış bileşenlerinin yönlendirilmesinde ek tasarım optimizasyonlarına ihtiyaç olduğunu göstermektedir.

TEŞEKKÜR

Yazarlar, 1507-TÜBİTAK Kobi Ar-Ge Projeleri kapsamında 7241074 numaralı projeye desteklerinden dolayı TÜBİTAK'a ve FİMAK Makina A.Ş.'ye teşekkür eder.

KAYNAKLAR

da Graca Carvalho, M., & Nogueira, M. (1997). Improvement of energy efficiency in glass-melting furnaces, cement kilns and baking ovens. *Applied Thermal Engineering*, 17(8-10), 921-933.

Verboven, P., Scheerlinck, N., De Baerdemaeker, J., & Nicolaï, B. M. (2000). Computational fluid dynamics modelling and validation of the isothermal airflow in a forced convection oven. *Journal of Food Engineering*, 43(1), 41-53.

Purlis, E., & Salvadori, V. O. (2009). Bread baking as a moving boundary problem. Part 1: Mathematical modelling. *Journal of Food Engineering*, 91(3), 428-433.

Chhanwal, N., Anishaparvin, A., Indrani, D., Raghavarao, K. S. M. S., & Anandharamakrishnan, C. (2010). Computational fluid dynamics (CFD) modeling of an electrical heating oven for bread-baking process. *Journal of Food Engineering*, 100(3), 452-460.

Rek, Z., Rudolf, M., & Zun, I. (2012). Application of CFD simulation in the development of a new generation heating oven. *Strojniški vestnik-Journal of Mechanical Engineering*, 58(2), 134-144.

Kokolj, U., Škerget, L., & Ravnik, J. (2017). The validation of numerical methodology for oven design optimization using numerical simulations and baking experiments. *Strojniški vestnik-Journal of Mechanical Engineering*, 63(4), 215-224.

Salish, K., Pushpadass, H. A., Franklin, M. E. E., Mitra, H., Muniandy, S., & Ghosh, B. C. (2021). Three-dimensional computational fluid dynamics modeling of baking of chhana podo (milk cake). *Journal of Food Process Engineering*, 44(1), e13587.

Constantin, G. A., Munteanu, M. G., Voicu, G., Paraschiv, G., & Ștefan, E. M. (2023). An analysis of air flow in the baking chamber of a tunnel-type electric oven. *Computation*, 11(12), 236.

NUMERICAL EXAMINATION OF FLOW AROUND TANDEM SQUARE CYLINDERS

Ilker GOKTEPELI*
* Konya Technical University, Faculty of Engineering and Natural Sciences, Department of Mechanical Engineering, 42250 Selcuklu, KONYA, igoktepeli@ktun.edu.tr

Abstract: Aerodynamic flow characteristics around square cylinders have been numerically investigated at Reynolds number value of Re = 150 in terms of tandem arrangement. The aim of the study is to investigate the distance effect between the square cylinders. The contour graphics of pressure distributions, streamwise velocity components, cross-stream velocity components and vorticity magnitude values have been exhibited. In addition, drag coefficients have been presented. The highest pressure value has been seen due to the stagnated flow in the vicinity of the upstream cylinder. Nevertheless, the lowest pressure value has been provided as a result of the separated flow. Lower pressure values have been attained for the wake of the upstream cylinder. Separated flow is dominant because of the corners of the cylinder. The coaction between the flow separation and the wake structure has been triggered by the distance between the cylinders. Additionally, the wake shrinkage has been observed. The maximum cross-stream velocity component has been observed by the top front corner of the upstream cylinder with the clockwise rotation. On the other hand, the minimum cross-stream velocity component has been obtained by the bottom front corner of the upsteam cylinder with the counterclockwise rotation. The cylinder distance significantly affected the secondary clusters. The vortices have been produced and this distance has changed the flow structures between the square cylinders. The shed vortices are larger due to the increasing horizontal distances. With respect to the value of L* = 1, drag coefficients for the upstream square cylinders indicated decrement by 1.97% and 4.95% owing to the increment of distances between the square cylinders to L* = 2 and L* = 3, respectively.
Keywords: Drag coefficient, Reynolds number, square cylinder, tandem arrangement.

İKİLİ KARE SİLİNDİRLER ETRAFINDAKİ AKIŞIN SAYISAL İNCELENMESİ

Özet: Kare silindirler etrafındaki aerodinamik akış karakteristikleri ikili düzenleme açısından Reynolds sayısı değeri Re = 150'de sayısal olarak incelenmiştir. Çalışmanın amacı kare silindirler arasındaki mesafenin etkisini araştırmaktır. Kontur grafikleri basınç dağılımları, akış yönündeki hız bileşenleri, akışa dik yöndeki hız bileşenleri ve girdap büyüklüğü değerleri için gösterilmiştir. Ayrıca sürükleme katsayıları sunulmuştur. En yüksek basınç değeri üst akış yönündeki silindir civarındaki durgun akış nedeniyle görülmüştür. Bununla birlikte, en düşük basınç değeri ayrılmış akış sonucunda sağlanmıştır. Üst akış yönündeki silindirin art izi için düşük basınç değerleri elde edilmiştir. Ayrılmış akış silindirin köşeleri nedeniyle baskındır. Akış ayrılması ve art izindeki akış yapısı arasındaki etkileşim silindirler arasındaki mesafeden etkilenmiştir. İlave olarak art izi bölgesinde küçülme gözlenmiştir. Akışa dik yöndeki hız bileşeninin maksimum değeri saat yönündeki dönüşle üst akış yönündeki silindirin ön üst köşesinin etkisiyle gözlenmiştir. Öte yandan akışa dik yöndeki minimum hız bileşeni ise saat yönünün tersine dönüşle üst akıştaki silindirin alttaki ön köşesinde elde edilmiştir. Silindir mesafesi ikincil öbekleri önemli ölçüde etkilemiştir. Girdaplar meydana gelmiştir ve bu mesafe kare silindirler arasındaki akış yapılarını değiştirmiştir. Yatay mesafedeki artış nedeniyle oluşan girdaplar daha büyüktür. Kare silindirler arasındaki mesafenin L* = 2 ve L* = 3 değerlerine artması nedeniyle üst akış yönündeki kare silindirler için sürükleme katsayıları L* = 1'in değerine göre sırasıyla %1,97 ve %4,95 oranında azalma göstermiştir.
Anahtar Kelimeler: İkili düzenleme, kare silindir, Reynolds sayısı, sürükleme katsayısı.

INTRODUCTION

Flow structures around tandem bluff bodies are more complex than those of a single body because of interference effect (Mizushima and Suehiro, 2005). In this kind of flow, the distance between the tandem bodies considerably affects force and vortex shedding (Bao et al., 2012). Moreover, negative drag coefficient could be observed for the downstream cylinder for lower distances than a critical one (Liu et al., 2023). Regarding these issues, various studies have been encountered about the present case in open literature. Chatterjee and Biswas (2011) studied the influence of Reynolds number and Prandtl number values on steady flow and heat transfer problem of tandem square cylinders. Sohankar (2012) numerically investigated the flow over tandem

square cylinders. Ehsan et al. (2013) considered the power-law fluid for flow over tandem square cylinders. Wang et al. (2014) conducted experimental research about the flow around tandem square cylinder close to the wall. More et al. (2015) presented an experimental study on flow around tandem square cylinders in terms of oscillation for upstream one. Yuan et al. (2017) investigated the mixed convective flow and heat transfer for square cylinders in a channel for tandem arrangement. Dawi and Akkermans (2018) prepared a study about the noise computation of square cylinders for tandem arrangement. Kumar et al. (2019) examined the flow past a pair of square cylinders in terms of tandem array at lower Reynolds number values. Shang et al. (2019) numerically studied the flow characteristics of square cylinders in tandem arrangement for various ratios of chamfered corners. Yetik and Mahir (2020) examined the flow structure of tandem square cylinder near to free surface. Rajpoot et al. (2021) numerically examined the flow characteristics of tandem square cylinders close to the moving wall effect at Re = 100. Rastan and Alam (2021) considered the tandem arrangements for wake flows of circular or square cylinders. Kurtulmus (2022) investigated the flow past tandem square cylinders positioned in parallel walls. Liu et al. (2023) considered the effects of aspect ratio and interference on the flow characteristics around tandem rectangular cylinders. Niegodajew et al. (2024) scrutinized the flow around triangular and square cylinders for tandem arrangements. The studies have been considered for different cases as observed in the literature survey.

In the present study, flow characteristics around tandem square cylinders have been considered at Re = 150. The effects of various distances between the square cylinders have been examined for pressure distributions, velocity components and vorticity magnitude values. Moreover, drag coefficient values for these cases have also been presented.

NUMERICAL METHOD

Two-dimensional flow domain has been considered and its dimensions are given as $-12.5 \leq x^* = x/D \leq 25$ and $-12.5 \leq y^* = y/D \leq 12.5$ as in Figure 1. The position of the upstream square cylinder is at $x^* = y^* = 0$. There is a horizontal distance ($L^* = L/D$) between the upstream and the downstream square cylinders whose edges are D = 20 mm. The range for these horizontal distances between the square cylinders is $1 \leq L^* \leq 3$. Flow characteristics have been examined at $Re = U_\infty D \nu^{-1}$ of 150. For the inlet, uniform velocity has been considered. On the contrary, pressure outlet has been used at the exit of the flow domain. As done for the square cylinders, wall boundary condition has been implemented to top and bottom walls.

For the two-dimensional and incompressible flow, the transient runs have been considered by ANSYS-Fluent 2021 R1. Body forces are negligible.

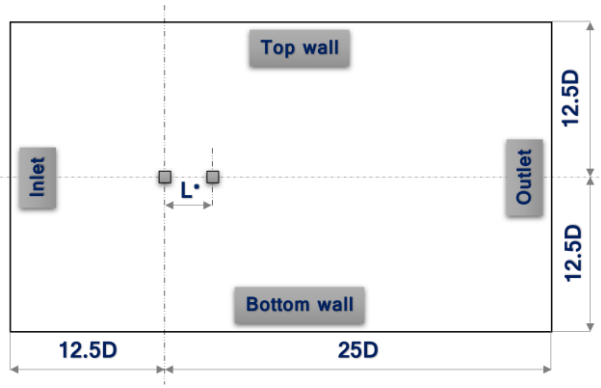


Figure 1. Two-dimensional flow domain for the tandem square cylinders.

The continuity equation has been indicated in Eq. (1) and the momentum equations have been given in Eqs. (2-3) as in the studies by Mahir and Altac (2008) and Goktepeli (2024). The convergence has been attained by 10^{-6} for these equations.

$$\frac{\partial u}{\partial x}+\frac{\partial v}{\partial y}=0 \tag{1}$$

$$\frac{\partial u}{\partial t}+u\frac{\partial u}{\partial x}+v\frac{\partial u}{\partial y}=-\frac{1}{\rho}\frac{\partial P}{\partial x}+\nu\left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 u}{\partial y^2}\right) \tag{2}$$

$$\frac{\partial v}{\partial t}+u\frac{\partial v}{\partial x}+v\frac{\partial v}{\partial y}=-\frac{1}{\rho}\frac{\partial P}{\partial y}+\nu\left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 v}{\partial y^2}\right) \tag{3}$$

Grid structures have been compared with respect to the drag coefficients of tandem square cylinders for L* = 1 at Re = 150. For the grid independence study, the grid number values of 370 000, 670 000 and 1 040 000 have been tested. The grid element number of 670 000 has been chosen for the numerical simulations. Time steps of $\Delta t = 0.0005$ s, $\Delta t = 0.001$ s and $\Delta t = 0.002$ s have been contrasted and the time step of $\Delta t = 0.001$ s has been determined.

RESULTS AND DISCUSSION

Flow over tandem square cylinders has been numerically examined. The results have been presented as pressure distributions, streamwise velocity components, cross-stream velocity components and vorticity magnitude values. Drag coefficients have also been given.

Pressure values have been presented as $P^* = P \rho^{-1} U_\infty^{-2}$ in Figure 2. The highest and the lowest values are 0.73 and -0.77, respectively. The maximum value has been attained due to flow stagnation and it has been observed in front of the upstream square cylinder. Nevertheless, the minimum value has been obtained in the regions with flow separation. Lower pressure regions have also been seen for the wake of the upstream square cylinder. Moreover, it is getting more obvious due to the increment of the distance between the square cylinders. However, mean pressure value is dominant for the wake region of the downstream square cylinder.

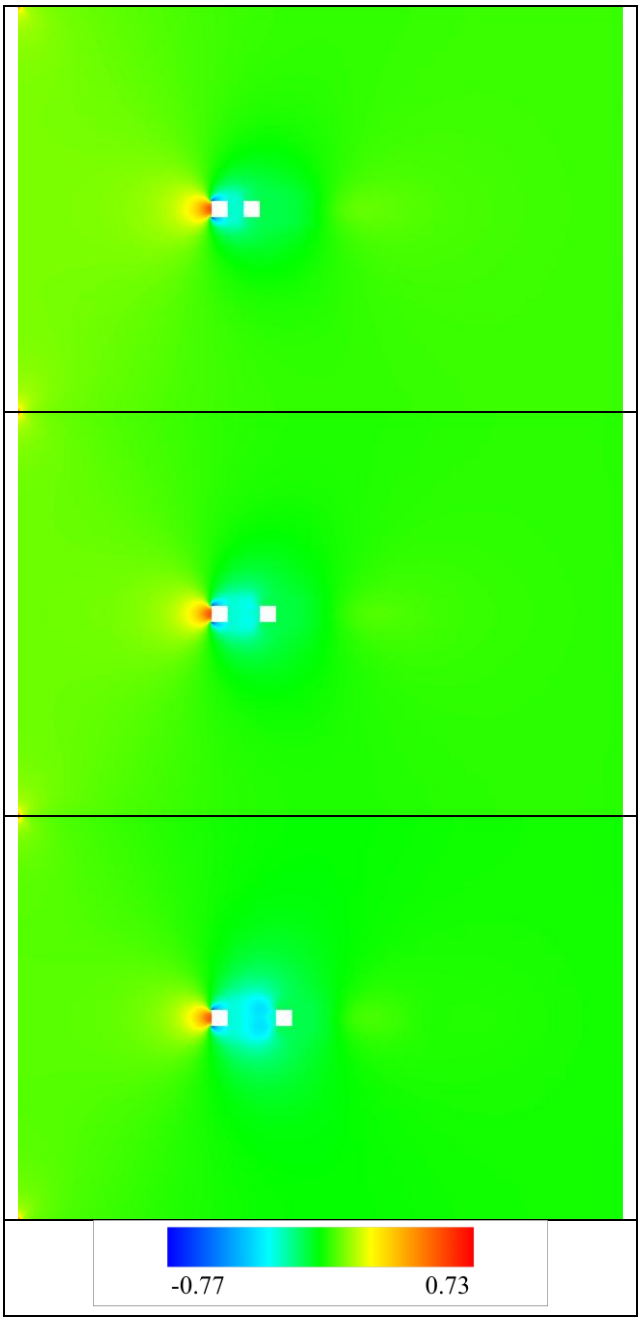


Figure 2. Pressure distributions of the tandem square cylinders for L* = 1, L* = 2 and L* = 3.

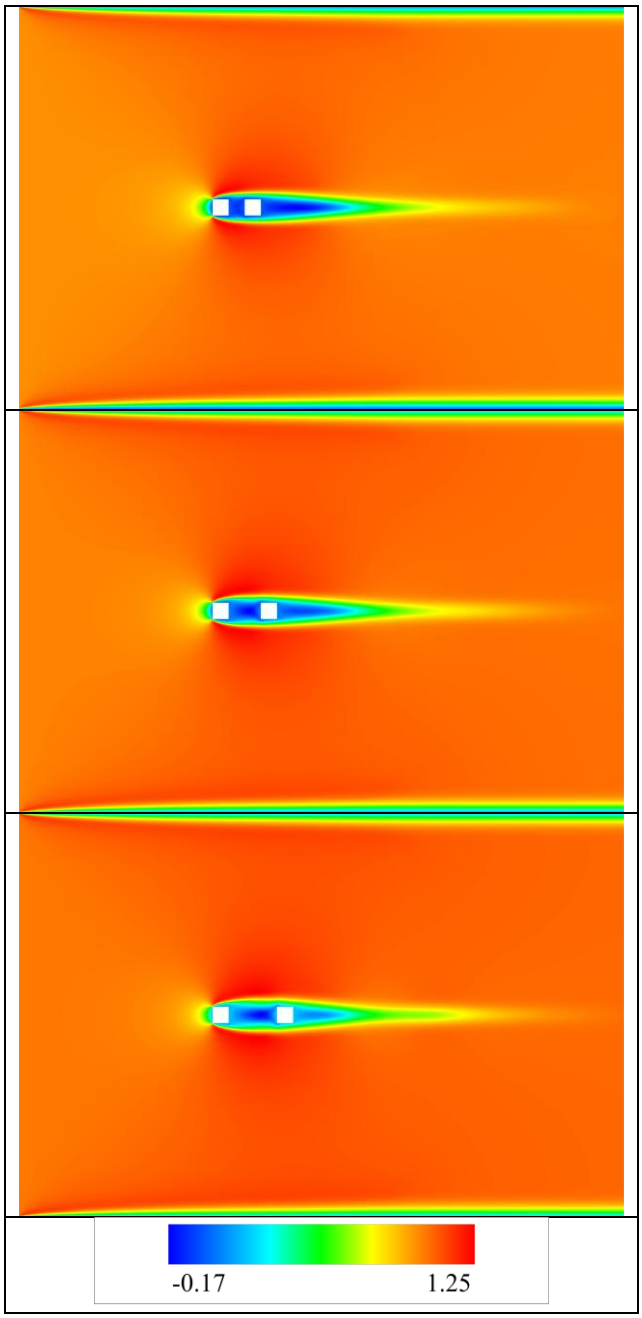


Figure 3. Streamwise velocity components of the tandem square cylinders for L* = 1, L* = 2 and L* = 3.

Streamwise velocity components have been given in Figure 3 for $u^* = u\ U_\infty^{-1}$. The maximum value and the minimum value are 1.25 and -0.17, respectively. Due to flow stagnation, the flow deceleration has been seen in front of the upstream square cylinder. Nonetheless, the minimum value has been attained in the wake regions. Flow separation from the corners of the upstream square cylinder is very effective. The interaction between the separated flow and wake structure has been affected by the distance between the upstream and the downstream square cylinders. Moreover, the shrinkage of the wake region has been observed. This situation is related to the increment of the distance between the square cylinders.

Cross-stream velocity components have been obtained as in Figure 4 for $v^* = v\ U_\infty^{-1}$. The peak value and the lowest value are 0.91 and -0.91, respectively. The maximum value has been obtained by the top front corner of the upstream square cylinder as a result of the separated flow. The direction of the rotation is clockwise. On the contrary, the minimum value has been attained by the bottom front corner of the upsteam square cylinder owing to the same reason. The rotation direction is counterclockwise. The sizes of these clusters are nearly the same and the symmetrical distributions are apparent. The horizontal distance between the upstream and the downstream square cylinders highly affected secondary clusters for the downstream cylinders. What is more, these clusters became more obvious by increasing the distances between the square cylinders.

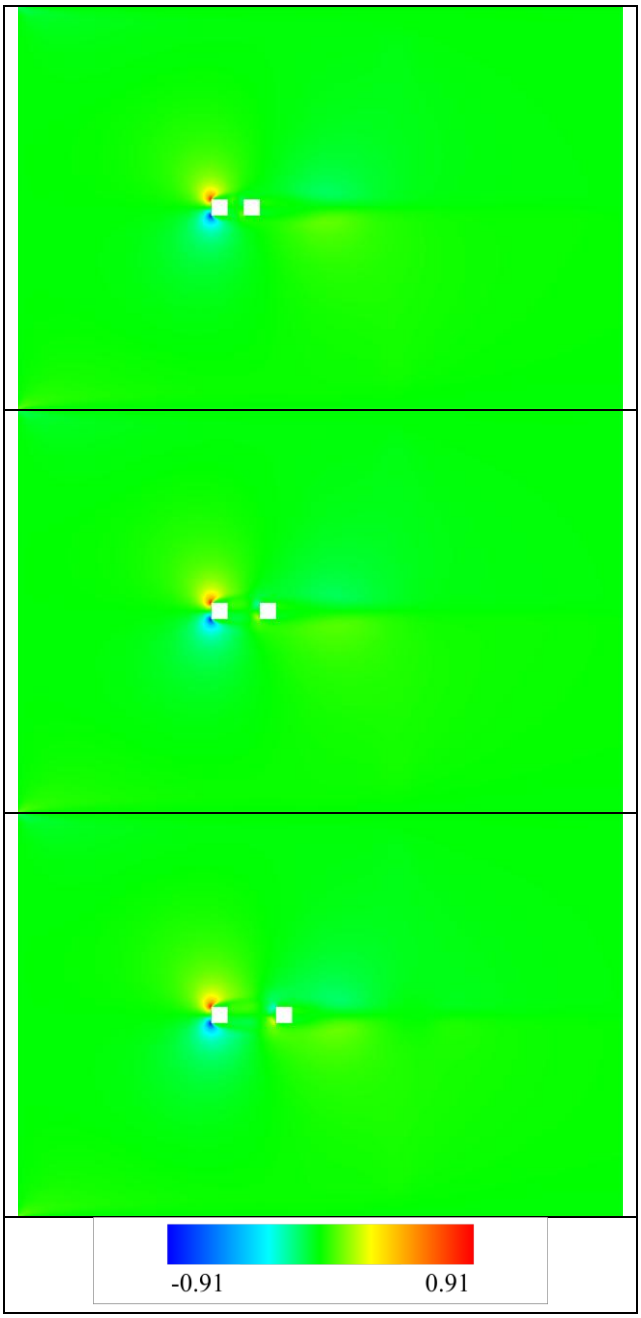


Figure 4. Cross-stream velocity components of the tandem square cylinders for L* = 1, L* = 2 and L* = 3.

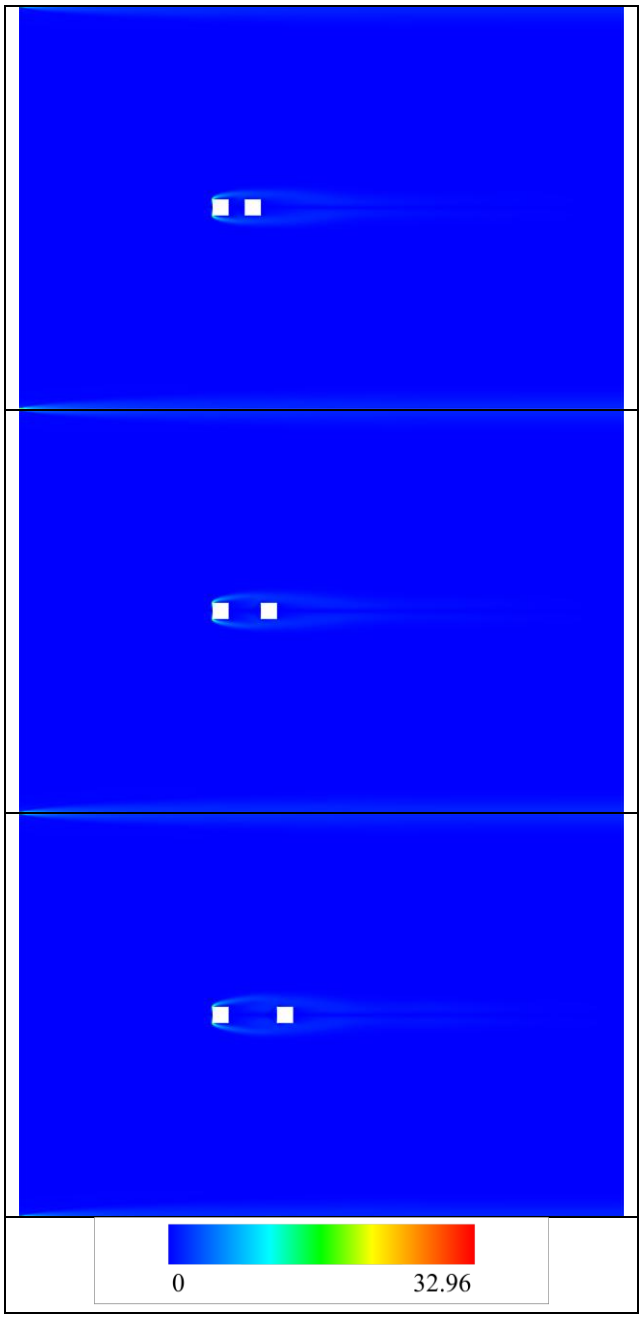


Figure 5. Vorticity magnitude values of the tandem square cylinders for L* = 1, L* = 2 and L* = 3.

Vorticity magnitude values have been exhibited in Figure 5 for $\omega^* = \omega\ D\ U_\infty^{-1}$. The maximum value and the minimum value are 32.96 and 0, respectively. Vortices have been produced by the viscous flow around the top and bottom corners of the upstream square cylinder. These vortices have been influenced by the wake region of the upstream square cylinder. Furthermore, the horizontal distance has also affected the flow structures between the upstream and the downstream square cylinders. The shed vortices became larger due to the interaction of flow separation and wake flow structures for the increasing horizontal distances. The vortices shed from these corners moved away in respect to the centerline.

Drag coefficient values have been compared with those of the previous studies. The results have been presented in Table 1. It includes the values for both upstream square cylinders (USC) and downstream square cylinders (DSC) at Re = 150. For the value of L* = 1, Sohankar (2012) presented the drag coefficient values for the upstream and the downstream square cylinders as C_D = 1.29 and C_D = -0.19, respectively. Similarly for the horizontal distance of L* = 1, Liu et al. (2013) obtained the drag coefficients as C_D = 1.312 and C_D = -0.2 for the upstream and the downstream square cylinders, respectively. In the present study, the attained results are agreeable with those mentioned. For this reason, these results have been validated.

Table 1. Drag coefficients of tandem square cylinders.

Studies	Re	L*	C_D (USC / DSC)
Sohankar (2012)	150	1	1.29 / -0.19
Liu et al. (2023)		1	1.312 / -0.2
Present study		1	1.374 / -0.257
		2	1.347 / -0.253
		3	1.306 / -0.26

Drag coefficient values of the upstream square cylinders tended to decrease by increasing the horizontal distances between the upstream and the downstream square cylinders.

CONCLUSIONS

In the present study, the flow structures over tandem square cylinders has been examined at Re = 150. Pressure distributions, streamwise velocity components, cross-stream velocity components and vorticity magnitude values have been presented in terms of contour graphics. Moreover, drag coefficient values have been given and compared with those of past studies.

The peak value for pressure has been observed by the flow stagnation in the vicinity of the upstream square cylinder. However, the lowest one has been attained in the separated flow zones. Lower pressure values have also been obtained for the upstream cylinder wake. Separated flow is very effective because of the corners of the upstream cylinder. The flow interaction between the separation and the wake has been induced by the horizontal distance between the square cylinders. In addition, the wake shrinkage has been seen. The maximum cross-stream velocity has been provided by the top front corner of the upstream cylinder and its direction is clockwise. On the contrary, the minimum one has been obtained by the bottom front corner of the upsteam cylinder owing to the same reason including flow separation and the rotation direction is counterclockwise. The distance between the square cylinders considerably influenced secondary clusters for the downstream ones. The vortices have been produced by the viscous flow around the top and bottom corners. What is more, the distance has also influenced the flow structures between the square cylinders. The shed vortices are larger owing to the flow interaction for the increasing horizontal distances.

Regarding the drag coefficient value for the case of L* = 1, drag coefficients for the upstream square cylinders decreased by 1.97% and 4.95% due to increasing the distances between the tandem square cylinders to L* = 2 and L* = 3, respectively.

SYMBOLS

C_D Drag coefficient (= $2F_D \rho^{-1} A^{-1} U_\infty^{-2}$)
D Edge length [m]
F_D Drag force [N]
L Horizontal distance [m]
P Pressure [Pa]
Re Reynolds number (= U_∞ D/ν)
u Streamwise velocity component [m/s]
U_∞ Free-stream velocity [m/s]
v Cross-stream velocity component [m/s]
Δt Time step size [s]
ν Kinematic viscosity [m^2/s]
ρ Density [kg/m^3]
ω Vorticity [s^{-1}]

REFERENCES

Bao, Y., Wu, Q. and Zhou, D., 2012, Numerical investigation of flow around an inline square cylinder array with different spacing ratios, *Computers and Fluids*, 55, 118-131.

Chatterjee, D. and Biswas, G., 2011, The effects of Reynolds and Prandtl numbers on flow and heat transfer across tandem square cylinders in the steady flow regime, *Numerical Heat Transfer, Part A: Applications*, 59(6), 421-437.

Dawi, A. H. and Akkermans, R. A., 2018, Direct and integral noise computation of two square cylinders in tandem arrangement, *Journal of Sound and Vibration*, 436, 138-154.

Ehsan, I., Mohammad, S., Mohammad Reza, N., Ali, J. and Sharifi Tashnizi, E., 2013, Power-law fluid flow passing two square cylinders in tandem arrangement, *Journal of Fluids Engineering*, 135(6), 061101.

Goktepeli, I., 2024, Drag reduction by the effect of rounded corners for a square cylinder, *Physics of Fluids*, 36(9), 094108.

Kumar, D., Sourav, K. and Sen, S., 2019, Steady separated flow around a pair of identical square cylinders in tandem array at low Reynolds numbers, *Computers and Fluids*, 191, 104244.

Kurtulmus, N., 2022, Flow past two tandem square cylinders placed in parallel walls, *Ocean Engineering*, 262, 112352.

Liu, T., Zhou, L., Huang, D., Zhang, H. and Wei, C., 2023, Aspect ratio and interference effects on flow over two rectangular cylinders in tandem arrangement, *Ocean Engineering*, 271, 113731.

Mahir, N. and Altac, Z., 2008, Numerical investigation of convective heat transfer in unsteady flow past two cylinders in tandem arrangements, *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 29(5), 1309-1318.

Mizushima, J. and Suehiro, N, 2005, Instability and transition of flow past two tandem circular cylinders, *Physics of Fluids*, 17(10), 104107.

More, B. S., Dutta, S., Chauhan, M. K. and Gandhi, B., K., 2015, Experimental investigation of flow field

behind two tandem square cylinders with oscillating upstream cylinder, *Experimental Thermal and Fluid Science*, 68, 339-358.

Niegodajew, P., Gajewska, K., Elsner, W. and Gnatowska, R., 2024, Experimental investigation of flow characteristics around tandem arrangement of triangular and square cylinders. *Journal of Fluids and Structures*, 124, 104045.

Rajpoot, R. S., Anirudh, K. and Dhinakaran, S., 2021, Numerical investigation of unsteady flow across tandem square cylinders near a moving wall at Re = 100, *Case Studies in Thermal Engineering*, 26, 101042.

Rastan, M. R. and Alam, M. M., 2021, Transition of wake flows past two circular or square cylinders in tandem, *Physics of Fluids*, 33(8), 081705.

Shang, J., Zhou, Q., Alam, M. M., Liao, H. and Cao, S., 2019, Numerical studies of the flow structure and aerodynamic forces on two tandem square cylinders with different chamfered-corner ratios, *Physics of Fluids*, 31(7), 075102.

Sohankar, A, 2012, A numerical investigation of the flow over a pair of identical square cylinders in a tandem arrangement, *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, 70(10), 1244-1257.

Wang, X. K., Hao, Z., Zhang, J. X. and Tan, S. K., 2014, Flow around two tandem square cylinders near a plane wall, *Experiments in Fluids*, 55, 1818.

Yetik, O. and Mahir, N., 2020, Flow structure around two tandem square cylinders close to a free surface, *Ocean Engineering*, 214, 107740.

Yuan, R., Wu, M. and Huang, Z., 2017, Steady mixed convective flow and heat transfer from tandem square cylinders in a horizontal channel, *Numerical Heat Transfer, Part A: Applications*, 71(10), 1023-1033.

HİDROLİK SİSTEMLER İÇİN DEBİ TÜKETİCİ SİSTEMLERİN TASARIMI, SİMÜLASYONU VE TESTLERİ

Yağızhan Bilgin*, Prof. Dr. Mustafa Zeki Yılmazoğlu*
*Gazi University, Institute of Science, Department of Mechanical Engineering,
Ankara, Türkiye, 22831001005@gazi.edu.tr
** Gazi University, Department of Mechanical Engineering,
Ankara, Türkiye, zekiyilmazoglu@gazi.edu.tr

Özet: Bu çalışma, hidrolik sistemlerde hassas akış kontrolü sağlamak için geliştirilen debi tüketici sistemlerinin tasarımı, fiziksel testleri, sistem tanımlaması ve simülasyonuna odaklanmaktadır. Çalışmanın amacı, farklı konfigürasyonlara sahip debi tüketici sistemlerinin deneysel performanslarını değerlendirmek, elde edilen verilere dayanarak sistem tanımlaması ile matematiksel modeller türetmek ve bu modelleri doğrulama için simülasyon ortamına entegre etmektir. Çalışmada, her biri farklı devre şemalarına sahip servo valfler, akış ölçerler, basınç sensörleri ve açma-kapama valflerinden oluşan üç farklı debi tüketici konfigürasyonu laboratuvar ortamında kurulmuş ve performans testlerine tabi tutulmuştur. Test verileri kullanılarak Matlab Sistem Tanımlama Aracı aracılığıyla sistemin transfer fonksiyonları elde edilmiştir. Elde edilen matematiksel modeller, Simcenter Amesim ortamında debi tüketici konfigürasyonlarının simülasyon modellerine entegre edilmiştir. Bu modellerin doğruluğu, simülasyon sonuçları ile deneysel test sonuçları karşılaştırılarak analiz edilmiştir. Sonuçlar, geliştirilen debi tüketici sistemlerinin farklı konfigürasyonlarının akış kontrol performansını önemli ölçüde etkilediğini ve doğru modellemenin sistem tasarım süreçlerinde güvenilirliği sağladığını göstermiştir. Bu çalışmanın uçak hidrolik sistem testlerine ve genel endüstriyel hidrolik uygulamalarına önemli katkılar sağlaması beklenmektedir.
Anahtar Kelimler: Hidrolik sistemler, debi kontrolü, havacılık hidrolik sistemleri, hidrolik test.

DESIGN, SIMULATION, AND TESTING OF FLOW CONSUMER SYSTEMS FOR HYDRAULIC SYSTEMS

Abstract: This study focuses on the design, physical testing, system identification, and simulation of flow consumer systems developed to achieve precise flow control in hydraulic systems. The aim of the study is to evaluate the experimental performance of flow consumer systems with different configurations, to perform system identification based on the obtained data in order to derive mathematical models, and to integrate these models into the simulation environment for validation. In the study, three different configurations, each with distinct circuit diagrams consisting of servo valves, flow meters, pressure sensors, and on-off valves, were constructed in a laboratory environment and subjected to performance tests. System transfer functions were obtained using the Matlab System Identification Tool based on the test data. The derived mathematical models were integrated into the simulation models of the flow consumer configurations within the Simcenter Amesim environment. The accuracy of these models was analyzed by comparing simulation results with experimental test results. The results showed that the different configurations of the developed flow consumer systems significantly affect flow control performance, and that accurate modeling ensures reliability in system design processes. This study is expected to make significant contributions to aircraft hydraulic system testing and general industrial hydraulic applications.
Keywords: Hydraulic systems, flow control, aviation hydraulic systems, hydraulic testing.

GİRİŞ

Hidrolik sistemler; havacılık, otomotiv, savunma ve ağır sanayi gibi birçok sektörde temel güç ve hareket iletim mekanizması olarak kullanılmaktadır. Bu sistemlerde akışkanın debisi, sistem performansını doğrudan etkileyen en önemli parametrelerden biridir. Debinin hassas ve kararlı bir şekilde kontrol edilmesi, enerji verimliliği, tepki süresi ve doğruluk açısından kritik rol oynamaktadır.

Geleneksel debi kontrolü genellikle eyleyiciler ile gerçekleştirilse de, bu yaklaşım test sistemlerinde bazı sınırlamalara yol açmaktadır. Özellikle uçuş kontrol yüzeylerinin yer aldığı havacılık uygulamalarında, bu sınırlamaları aşmak adına eyleyiciye ihtiyaç duymayan, doğrudan akış kontrolü yapabilen sistemlerin

geliştirilmesi önemli hale gelmiştir. Hidrolik debinin doğrudan kontrol edildiği sistemler, bu çalışmada debi tüketici sistemler olarak adlandırılmıştır.

Bu çalışma kapsamında, farklı konfigürasyonlarda debi tüketici sistemlerinin tasarımı, üretimi, fiziksel testleri ve simülasyonları gerçekleştirilmiş; elde edilen test verileriyle sistemlerin matematiksel modelleri elde edilerek simülasyon ortamında doğrulama yapılmıştır. Bu çalışma, hidrolik sistemlerin test süreçlerine yenilikçi bir yaklaşım getirmekte, debi tüketici sistemlerin farklı konfigürasyonlarının sistem performansına etkisini hem teorik hem de deneysel düzeyde ortaya koymakta ve gelecekteki mühendislik uygulamalarına ışık tutacak özgün veriler sunmaktadır.

LİTERATÜR ÖZETİ

Ali ve Fales'in (2020) yaptığı çalışmada, hidrolik akış kontrol yöntemleri detaylı şekilde incelenmiş ve bu yöntemler temel olarak pompa kontrollü ve valf kontrollü sistemler olarak iki ana başlık altında sınıflandırılmıştır. Pompa kontrollü sistemler genellikle daha yüksek enerji verimliliği sunarken, valf kontrollü sistemler ise daha hızlı ve hassas tepki avantajına sahiptir.

Jangnoi ve Pinsopon (2018), valf kontrollü ve pompa kontrollü sistemleri karşılaştırdıkları çalışmalarında, sabit deplasmanlı pompa ve oransal valf kullanılan sistemlerin daha yüksek bant genişliği sağladığını ancak daha fazla enerji tükettiğini göstermişlerdir. Pompa kontrollü sistemin daha düşük güç harcadığını (132 W), buna karşın daha yavaş tepki verdiğini (özellikle açık çevrimde) vurgulamışlardır.

Ferrari ve arkadaşları (2017), eyleyici yerine doğrudan debi ölçer kullanarak oransal valf performansını değerlendiren bir yöntem geliştirmiştir. Bu yaklaşım test sürecini sadeleştirmiş, doğruluğu artırmış ve valf karakteristiğinin daha hassas belirlenmesini sağlamıştır. Ayrıca dinamik akış ölçümüne dayalı modelleme yapılmıştır.

Zhang ve arkadaşları (2019), debimetre kullanmadan akış kontrolü sağlamak için AdaBoost destekli yapay sinir ağı modeli geliştirmiştir. Valf konumu, basınç farkı ve sıcaklık gibi verileri kullanan sistem, ±%2 doğruluk ve 160–490 ms tepki süresiyle çalışmıştır. Ani değişimlerde yavaş tepki vermesine rağmen klasik sistemlere göre %80 daha hızlıdır.

Elsaed ve Linjama (2024), dijital aç-kapa valflerle çalışan DFCU sistemi geliştirmiş, 5 MPa basınçta 350 lt/dk debi ve 25 ms tepki süresi elde etmiştir. Pulse Code Modulation PCM tabanlı kontrol ile dalgalanmalar %27 azaltılmış, ancak sistemde yüksek frekansta dalgalanma ve düşük çözünürlük sorunları gözlemlenmiştir.

Literatürdeki çalışmalar, hidrolik sistemlerde debi kontrolünün enerji verimliliği, sistem yanıt süresi ve maliyet gibi kriterlere göre geliştirilmeye çalışıldığını ortaya koymaktadır. Pompa kontrollü sistemler enerji açısından verimli olmasına rağmen dinamik tepkilerde sınırlayıcıdır. Valf kontrollü sistemler ise daha hızlı tepki süresi sunmakta, ancak yüksek basınç kayıpları ve düşük hassasiyet nedeniyle performans açısından bazı dezavantajlar taşımaktadır. Son yıllarda geliştirilen dijital valf yapıları ve yapay zekâ temelli kontrol algoritmaları bu sorunları azaltmayı hedeflemekte ancak yüksek maliyetleri ve karmaşık yapıları nedeniyle geniş çaplı uygulamalar bulunmamaktadır.

Bu kapsamda geliştirilen debi tüketici sistemler, doğrudan hidrolik akışı tüketerek yük simülasyonu yapabilme özelliği sayesinde yüksek hassasiyetli ve dinamik akış kontrolü sunmaktadır. Modüler tasarımı, yüksek basınç ve sıcaklığa dayanımı ve görece basit kontrol yapısı sayesinde özellikle havacılık sektöründe hidrolik sistem testlerinde uygulanabilir, bütüncül ve yenilikçi bir çözüm olarak öne çıkmaktadır.

HİDROLİK SİSTEMLER VE DEBİ KONTROLÜ

Hidrolik sistemler, mekanik enerjinin hidrolik pompa aracılığıyla basınçlı sıvıya dönüştürülmesi ve bu enerjinin eyleyiciler veya hidrolik motorlar yardımıyla tekrar mekanik enerjiye çevrilmesi prensibine dayanır. Bu süreç, düşük güç kayıplarıyla gerçekleştirilir ve yüksek kuvvet iletimi avantajı sunar (Merritt, 1967). Sistemdeki debi, akışkanın birim zamandaki hacmini belirleyerek eyleyici tepkisi ve sistem dinamiğini doğrudan etkiler (Watton, 2009).

Debi kontrolü aktif ve pasif yöntemlerle sağlanabilmektedir. Pasif yöntemlerde, sabit geometrik sınırlamalar kullanılarak kontrol sağlanırken; aktif yöntemlerde ise pompa kontrollü ya da valf kontrollü sistemler devreye girer. Pompa kontrollü sistemler, değişken deplasmanlı pompalar veya hız kontrollü motorlar aracılığıyla düşük enerji tüketimi sağlarken, valf kontrollü sistemler oransal, solenoid veya servo valfler yardımıyla yüksek tepki hızları sunmaktadır. Ancak her iki yaklaşım da enerji verimliliği, basınç kayıpları ve kontrol hassasiyeti bakımından belirli sınırlamalara sahiptir (Ali ve Fales, 2020; Jangnoi ve Pinsopon, 2018).

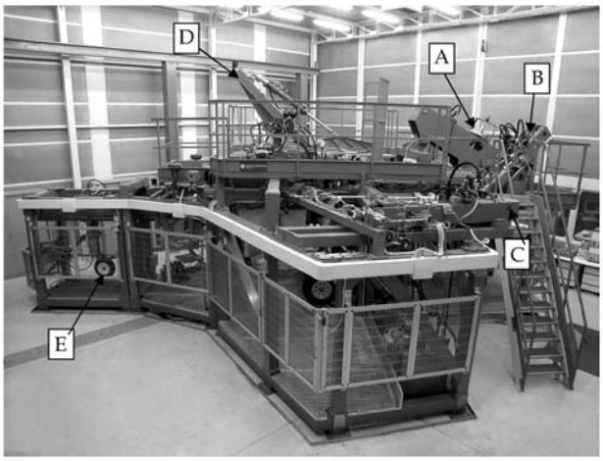
HİDROLİK SİSTEM TESTLERİNDE DEBİ KONTROLÜ

Hidrolik sistemlerin doğrulanması ve karakteristiklerinin belirlenmesi amacıyla yapılan testlerde, hidrolik tüketimi simüle eden yapılara ihtiyaç duyulmaktadır. Bu amaçla kullanılan eyleyici veya direnç benzeri yapıların sistemle uyumlu olması, gerçek çalışma koşullarını taklit edebilmesi ve hassas ölçüm imkânı sunması beklenir. Ancak geleneksel eyleyici tabanlı test sistemleri; maliyet, kontrol karmaşıklığı ve fiziksel yer kısıtları gibi nedenlerle her test senaryosuna uygunluk gösterememektedir.

Bu bağlamda, doğrudan debi tüketerek hidrolik yük simülasyonu gerçekleştiren debi tüketici sistemler, hidrolik test uygulamaları için alternatif ve yenilikçi bir

yaklaşım sunmaktadır. Geliştirilen sistemlerde servo valf, debimetre ve basınç sensörleri ile geri beslemeli kontrol sağlanmakta; sistem karakteristikleri hassas biçimde analiz edilebilmektedir. Bu yaklaşım, özellikle havacılık gibi yüksek hassasiyet gerektiren sektörlerde test standartlarının sağlanmasına katkı sağlamaktadır.

Jacazio ve Balossini (2007), M-346 ileri eğitim uçağına ait uçuş kontrol sistemleri, iniş takımı ve hidrolik sistemlerin entegre biçimde test edilebilmesi amacıyla yeni nesil bir test tezgâhı olan "Iron Bird" sistemini tanımlamışlardır. Bu sistem, uçakta yer alan tüm alt bileşenleri, eyleyiciler dâhil yapısal olarak bir araya getirerek, uçak üzerindeki çalışma koşullarının test ortamında gerçeğe en yakın biçimde simüle edilmesini mümkün kılmaktadır. Uçuş sırasında eyleyiciler üzerinde oluşan dinamik yüklerin test ortamında yeniden üretilebilmesi için, Şekil 1'de gösterildiği gibi, karşı yükleme eyleyicileri kullanılarak özel düzenekler tasarlanmıştır. Hava aracı üzerindeki gerçek davranışın taklit edilebilmesi için, bu yükleme sistemlerinin hem kuvvet hem de yer değiştirme kontrolü sağlanmaktadır. Uçak sistemlerinin yönetimi, uçuş kontrolcüleriyle yapılırken; yükleme eyleyicilerinin kontrolü ve veri toplama işlemleri, harici kontrol birimleri tarafından yürütülmektedir. Bu çok katmanlı yapı, özellikle sistemler arası koordinasyon ve senkronizasyon açısından test sisteminin kontrolünü en zorlu unsurlardan biri hâline getirmektedir.



Şekil 1. M-346 hava aracı hidrolik test sistemi

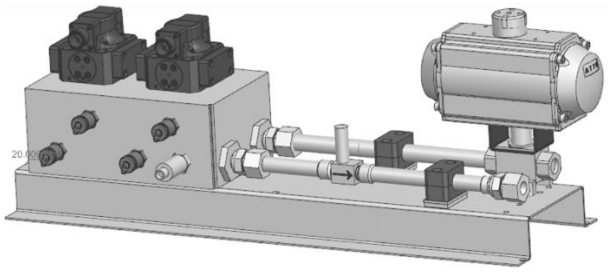
Gerçek eyleyicilerin ve bu eyleyiciler için ek olarak kullanılan karşı yükleme eyleyicileri ile oluşturulan sistemler yüksek maliyetlidir ve kontrol mekanizmaları karmaşıktır. Hava aracı hidrolik sistem yer testlerinde gerçek eyleyiciler yerine debi tüketici sistemlerin kullanımı ile hidrolik sistemin bütün testleri gerçekleştirilebilir.

Debi tüketici sistemlerin kullanımı hem maliyet hem de kontrol açısından daha elverişlidir. Yüksek hızlarda eyleyici kontrolünün zorluğu, sistemde oluşturabilecek titreşim ve rezonans problemleri, hava aracı eyleyicilerinin yüksek maliyetli olması, hava aracı eyleyici kontrolü için hava aracı aviyonik ekipmanlarının kullanılması bu sistemlerde yapılabilecek testleri sınırlandırmaktadır. Örneğin yüksek hızlarda eyleyici kontrolü yerine debi tüketici sistemlerden yüksek miktarda debi geçişi çok daha kolay bir çözümdür. Hava aracı hidrolik sistem arıza simülasyonları örneğin yüksek sıcaklık, soğuk başlama, ekipman arıza senaryoları, hidrolik akışkan sızıntı senaryoları, aniden başlama ve aniden kapanma gibi testleri gerçek eyleyicilerin kullanıldığı sistemler için daha tehlikelidir. Bu tehlike, yaşanabilecek arızaların daha maliyetli, karmaşık ve geri dönülemez olmasından kaynaklanmaktadır.

DEBİ TÜKETİCİ SİSTEMLER

Bu çalışmada geliştirilen debi tüketici sistem, hidrolik testlerde yük simülasyonu yapmak amacıyla kullanılmakta olup, elektro-hidrolik servo valf, türbin tip debimetre, piezorezistif basınç sensörleri ve açma-kapama valfinden oluşan bir kontrol döngüsüne sahiptir. Sistem, klasik eyleyici yerine doğrudan hidrolik akışı tüketerek sistem performansını test edebilecek şekilde yapılandırılmıştır. Bu sayede test ortamlarında valf karakteristiklerinin ve hidrolik davranışların ölçülmesi, pahalı ve karmaşık eyleyici sistemlerine ihtiyaç duyulmadan gerçekleştirilebilmektedir.

Debi kontrolü, Moog G761 tipi iki kademeli elektro-hidrolik servo valf ile sağlanmaktadır. Bu valf, ±0.5 % FS hassasiyetle yüksek dinamik performans sunmakta ve giriş sinyali ile çıkış debisi arasında doğrusal ilişki kurmaktadır. Sistemdeki anlık debi ölçümleri, lineer karakteristiğe ve geniş frekans yanıt aralığına sahip TrigasDM marka türbin tip debimetre ile elde edilmektedir. Basınç ölçümleri için ise yüksek çözünürlük ve hasasiyete sahip piezorezistif basınç sensörleri tercih edilmiş, sistemin giriş ve çıkış noktalarına yerleştirilerek basınç kayıplarının izlenmesi sağlanmıştır. Tüm bu bileşenler, yüksek basınç ve sıcaklık ortamlarına uygun şekilde seçilmiş ve Şekil 2'deki tasarımda görüldüğü gibi debi tüketici sistemi üzerinde modüler bir yapıda birleştirilmiştir.



Şekil 2. Debi tüketici sistem konsept tasarımı

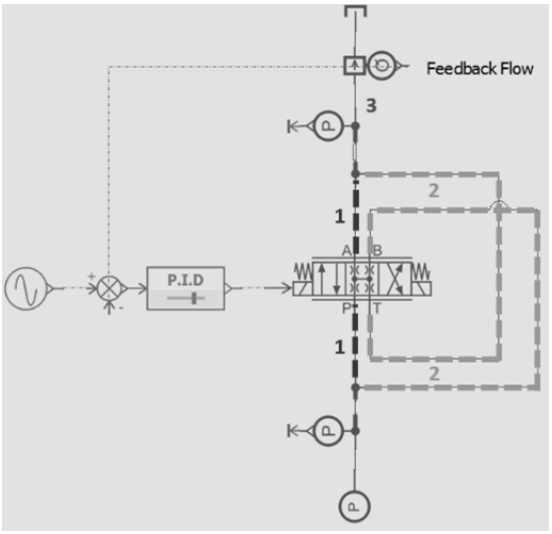
DEBİ TÜKETİCİ SİSTEM TASARIMI

Debi tüketici sistem tasarımında devre şeması yerleşimi ve port bağlantı konfigürasyonuna göre üç farklı tip tasarım üzerinde çalışma yapılmıştır. Oluşturulan tasarımlar, tercih edilen dört yollu üç konumlu servo valfin tek yönlü bir hidrolik akış hızını kontrol edilebilmesi için düzenlenmiştir.

Debi Tüketici Sistem Birinci Konfigürasyon

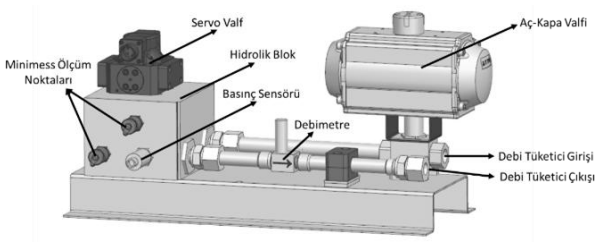
Debi tüketici sistemin birinci konfigürasyonuna ait devre tasarımında, yüksek basınç hattı iki kola ayrılarak hem P hem de B portları üzerinden servo valfe yönlendirilmiştir. Şekil 3'te görülen bu konfigürasyonda, birinci akış yönü (1 numaralı hat) doğrudan yüksek basınç hattından servo valfin P portuna, buradan da A portuna iletilmektedir. İkinci akış yönü ise (2 numaralı hat), yine yüksek basınç hattından servo valfin B portuna giriş yaparak, T portundan çıkmakta ve bu akış A portundan gelen akışla birleşerek 3 numaralı hat üzerinden tanka geri dönmektedir. Akışların birleşim noktasına bir debimetre yerleştirilmiş olup, bu yerleşim sayesinde sistemden çıkan toplam debi, servo valf iç kaçakları da dâhil olmak üzere ölçülebilmektedir.

Bu yapı sayesinde servo valf, tek bir elektriksel giriş sinyali kullanılarak içerisindeki iki sürgü kanalıyla eş zamanlı ve simetrik biçimde iki farklı akışı kontrol edebilmektedir. Konfigürasyonun performansı hem sayısal simülasyonlar hem de deneysel testler aracılığıyla analiz edilmiştir.



Şekil 3. Debi tüketici sistem birinci konfigürasyon devresi

Şekil 4'te verilen debi tüketici sistem birinci konfigürasyon tasarımında, devre tasarımına uygun basınç sensörü ve minimess ölçüm portları yerleştirilmiş hidrolik blok, türbin tip debimetre montaj standardına uygun borular, aç-kapa valfi ve giriş çıkış bağlantıları yer almaktadır. Minimess ölçüm portları, hidrolik blok üzerinde yer alan tüm hatlardan (A,B,P ve T hatları) gerektiğinde ilave basınç ya da sıcaklık sensörü bağlanarak ölçüm alınabilmesi için yerleştirilmiştir.



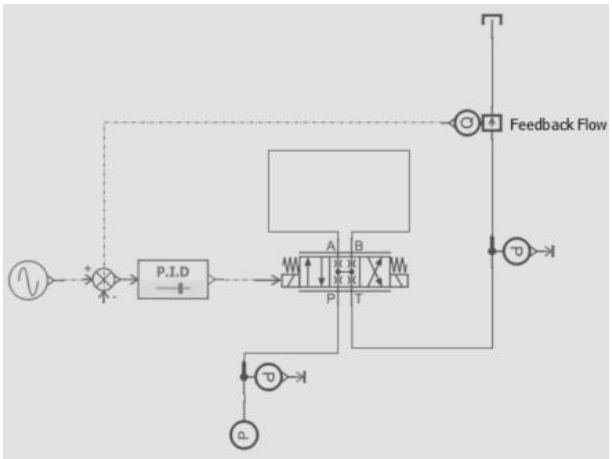
Şekil 4. Debi tüketici sistem birinci konfigürasyon tasarım

Debi Tüketici Sistem İkinci Konfigürasyon

Debi tüketici sistemin ikinci konfigürasyonu, Şekil 5'te gösterildiği üzere, yüksek basınç hattının servo valfin P portuna giriş yapması ve akışın sırasıyla A ve ardından B portları üzerinden geçerek T portundan tanka dönüşü prensibine dayanmaktadır. A portundan çıkan hat doğrudan B portuna bağlanmakta, bu sayede akış, servo valf içerisinde iki orifis boyunca yönlendirilerek çift geçişli bir akış yoluna maruz kalmaktadır. Düşük basınç hattı olan T portu çıkışına yerleştirilen debimetre, hidrolik güç ünitesinden gelen toplam debiyi servo valf iç kaçakları da dâhil olmak üzere ölçmek üzere konumlandırılmıştır.

Bu konfigürasyonun akış karakteristiği, çift etkili bir silindirin basma ve çekme hareketlerindeki hacim değişimlerine benzerlik göstermektedir. Sistemdeki toplam debi, servo valfin iki farklı geçiş kanalından ardışık olarak geçerken, her geçişte ayrı ayrı basınç düşümüne uğramaktadır. Sistemin çalışma performansı ve basınç düşüm karakteristikleri, hem deneysel testlerle hem de sayısal simülasyonlarla ayrıntılı biçimde analiz edilmiştir.

İkinci konfigürasyon, katı model tasarımı bakımından birinci konfigürasyonla büyük ölçüde benzerlik göstermekte; fark yalnızca hidrolik blok içerisindeki iç akış kanallarının yapılandırılmasında ortaya çıkmaktadır
.

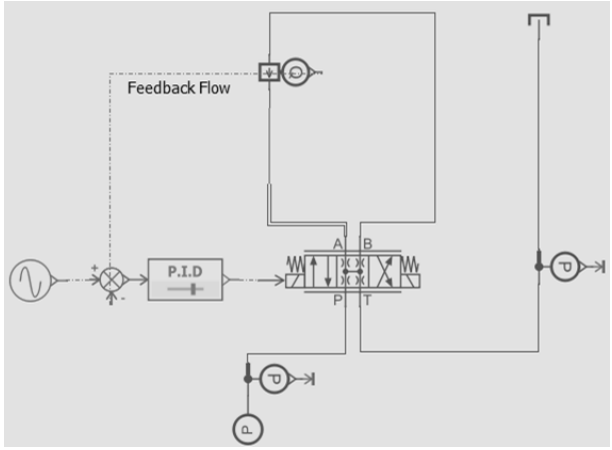


Şekil 5. Debi tüketici sistem ikinci konfigürasyon devresi

Debi Tüketici Sistem Üçüncü Konfigürasyon

Debi tüketici sistemin üçüncü konfigürasyonu, genel hatlarıyla ikinci konfigürasyona benzer bir akış düzenine sahiptir. Şekil 6'da görüldüğü üzere, yüksek basınç hattı servo valfin P portuna giriş yapmakta ve buradan A portuna yönlendirilmektedir. A portundan çıkan akış, doğrudan B portuna iletilmekte, ardından T portundan tanka boşaltılmaktadır. Ancak bu konfigürasyonda, ikinci konfigürasyondan farklı olarak debimetre, yüksek basınç hattı üzerindeki A portu çıkışına yerleştirilmiştir. Bu düzenleme ile, servo valf sürgüsünün A portuna yönlendirdiği debi doğrudan ölçülmektedir.

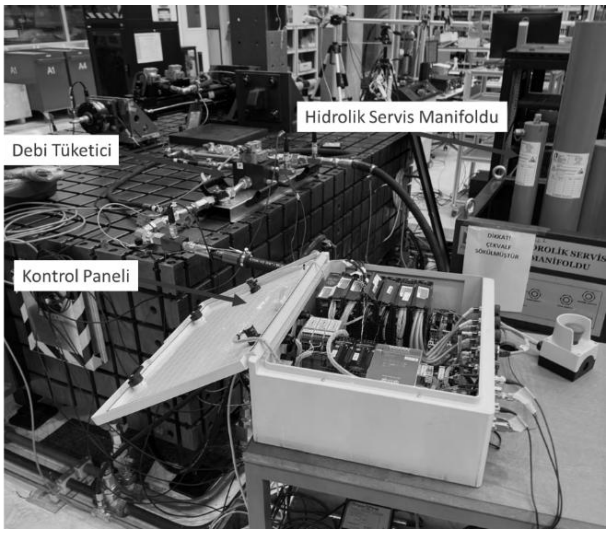
Akış yolu yine P → A → B → T şeklindedir; toplam debi servo valf içinde iki ayrı orifisten geçerek çift basınç düşümüne uğramaktadır. Üçüncü konfigürasyonun performansı, hem sayısal simülasyonlar hem de deneysel test sonuçları doğrultusunda değerlendirilmiştir.



Şekil 6. Debi tüketici sistem üçüncü konfigürasyon devresi

DEBİ TÜKETİCİ SİSTEM TESTLERI

Geliştirilen debi tüketici sistemlerin performansını değerlendirmek ve modelleme sürecine veri sağlamak amacıyla Şekil 7'de görüldüğü gibi özel bir test altyapısı oluşturulmuştur. Test sistemi, bir hidrolik güç ünitesi (HGÜ), hidrolik servis manifoldu, kontrolcü ve test edilen debi tüketici sistem bileşenlerinden oluşmaktadır. HGÜ, sabit debili bir pompa aracılığıyla 21 MPa maksimum çıkış basıncı sağlayabilmektedir. Sistemdeki akış ve basınç değerleri, piezorezistif basınç sensörleri ve türbin tip debimetre aracılığıyla ölçülmekte; tüm veriler, yüksek örnekleme hızlı bir veri toplama ünitesi üzerinden kontrol yazılımına aktarılmaktadır.



Şekil 7. Debi tüketici test sistemi

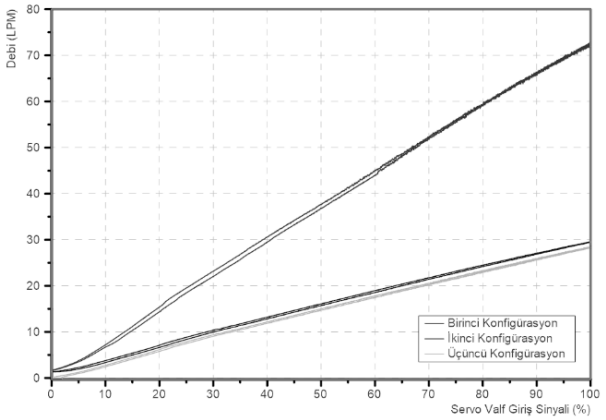
Test senaryolarında öncelikle sistemin boşta çalışma karakteristikleri, ardından basamak cevapları ve sinüzoidal girişlerle dinamik davranışları incelenmiştir. Servo valfe uygulanan giriş sinyalleri, sistemin farklı frekans ve genlikteki debi taleplerine nasıl tepki verdiğini analiz etmek amacıyla planlanmıştır. Ayrıca debi–basınç ilişkisi, akış kazancı, histerezis etkisi ve valf tepkiselliği gibi parametreler sistemin performans göstergeleri olarak değerlendirilmiştir.

Akış Kazancı Testi

Akış kazancı, hidrolik valflerin giriş sinyallerine karşılık çıkış debisinin değişimini tanımlayan önemli bir performans göstergesidir. Bu test, valfin çıkışına herhangi bir karşı yük uygulanmaksızın gerçekleştirilir. Test sürecinde, valfin girişine uygulanan kontrol sinyali belirli aralıklarla değiştirilir ve buna karşılık, çıkış debisi ölçülerek akış kazancı eğrisi elde edilir. Elde edilen bu eğri, valfin akış kazancını, hangi aralıkta doğrusal yanıt verdiğini ve kontrol hassasiyetini değerlendirme açısından temel bir referans sağlar.

Debi tüketici sistemlerde kullanılan servo valfler yalnızca pozitif kontrol bölgesinde çalışacak şekilde tasarlandığından, akış kazancı testi 0–10 V aralığında uygulanmıştır. Bu sınırlama, sistemin uygulama alanları göz önüne alındığında hem güvenli çalışmayı hem de valfin doğrusal karakteristik bölgesinde kontrol gerçekleştirilmesini amaçlamaktadır.

Şekil 8'de üç konfigürasyonun akış kazancı test sonuçları karşılaştırılmıştır. Birinci konfigürasyon akış kazancı testinde, akış kazancı 0,72175 lt/dk / servo valf giriş sinyali (%) ve histerezis değeri de 0,91 lt/dk yani %1,26 FS olarak elde edilmiştir. İkinci konfigürasyon akış kazancı 0,286611 lt/dk / servo valf giriş sinyali (%) ve histerezis değeri de 0,35 lt/dk yani %1,22 FS olarak elde edilmiştir. Üçüncü konfigürasyon akış kazancı 0,285928 lt/dk / servo valf giriş sinyali (%) ve histerezis değeri de 0,27 lt/dk yani %0,94 FS olarak elde edilmiştir.



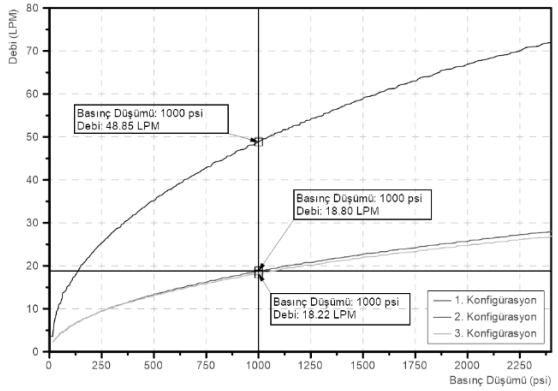
Şekil 8. Konfigürasyonların akış kazancı karşılaştırması

Aynı servo valf kullanılarak birinci konfigürasyonda kontrol edilebilen debi değeri diğer konfigürasyonların 2,5 katıdır. En yüksek verimliliğe sahip olmasına karşın tek servo valf ile daha yüksek bir hacim kontrol edildiği için %1,26 FS ile en yüksek histerezis değerine sahiptir.

Basınç Düşümü Testi

Basınç düşümü testi kapsamında, servo valfin maksimum açıklık konumunda çalışması sağlanarak (giriş sinyali %100 seviyesinde uygulanarak), valf üzerindeki debi-basınç ilişkisi analiz edilmiştir. Bu amaçla, servo valf tam açık konumda sabit tutulurken, sistemin giriş basıncı kademeli olarak artırılmış ve her basınç seviyesinde valften geçen debi değeri ölçülmüştür. Test sistemi, 20,68 MPa maksimum giriş basınç kapasitesine sahip olduğundan, ölçümler 0 ile 20,68 MPa aralığında gerçekleştirilmiştir. Bu test, servo valf boyunca meydana gelen basınç kayıplarının debi üzerindeki etkisini değerlendirmek ve sistemin yüksek basınç koşullarındaki davranışını belirlemek amacıyla uygulanmıştır.

Konfigürasyonların basınç düşümü test sonuçları yer alan Şekil 9 incelendiğinde aynı basınç düşümünde birinci konfigürasyonun geçirdiği debi miktarı diğer konfigürasyonların yaklaşık 2,5 katıdır. Basınç düşümünün daha az olması enerji kaybını ve akış altında açığa çıkacak ısı miktarının daha düşük olacağı anlamına gelmektedir. Bu durumda birinci konfigürasyon enerji verimliliğine ek olarak aynı giriş basıncında daha yüksek debileri kontrol edebilirliği ile öne çıkmaktadır.



Şekil 9. Konfigürasyonların basınç düşümü karşılaştırması

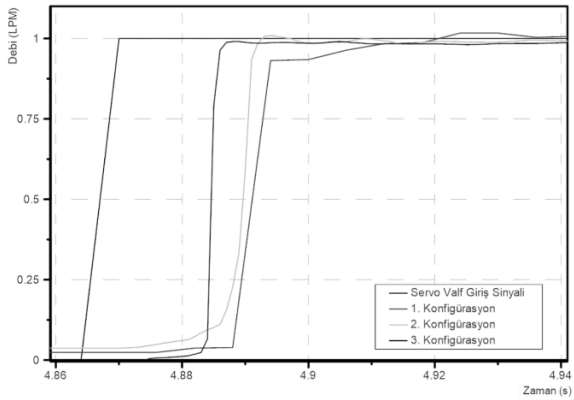
Basamak Cevabı Testi

Basamak cevabı testi, servo valflerin dinamik davranışlarını değerlendirmek amacıyla uygulanan temel test yöntemlerinden biridir. Bu testte, servo valfe belirli bir basamak şeklindeki giriş sinyali uygulanarak; valf çıkışındaki debinin zaman içerisindeki değişimi incelenir. Elde edilen veriler; valfin yükselme süresi (çıkışın %10'dan %90'a ulaşma süresi) ve aşım miktarı gibi dinamik parametreler açısından analiz edilir.

Bu analizler, servo valfin dinamik yanıt kabiliyetini değerlendirmek, sistem tasarımını iyileştirmek ve kontrol algoritmalarını optimize etmek açısından kritik önemdedir. Debi tüketici test sisteminde bu test, servo valfe açık çevrim kontrol ile anlık bir giriş sinyali uygulanarak gerçekleştirilmiş ve buna karşılık çıkış debisi izlenerek değerlendirme yapılmıştır.

Birinci konfigürasyon yükselme süresi 5,3 ms ve aşım değeri 1,27 lt/dk (%1,72) olarak ölçülmüştür. İkinci konfigürasyon yükselme süresi 1,8 ms ve aşım değeri 0,27 lt/dk (%0,93) olarak ölçülmüştür. İkinci konfigürasyon yükselme süresi 1,8 ms ve aşım değeri 0,27 lt/dk (%0,93) olarak ölçülmüştür.

Üç konfigürasyonun basamak cevabı test sonuçları yer alan Şekil 10 incelendiğinde birinci konfigürasyon yükselme süresi en yavaş ve aşım değeri en büyük konfigürasyondur. Üçüncü konfigürasyon ise en hızlı yükselme süresi ve en küçük aşım değerine sahiptir.

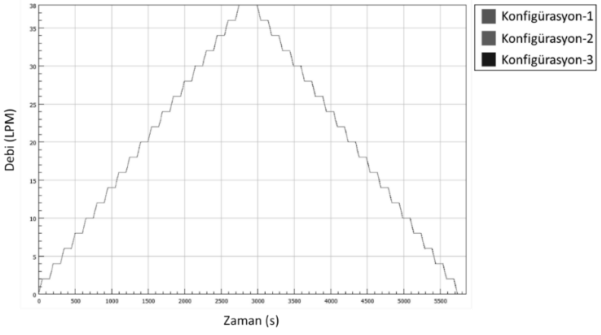


Şekil 10. Konfigürasyonların basamak cevabı karşılaştırması

Basamak Profil Takibi

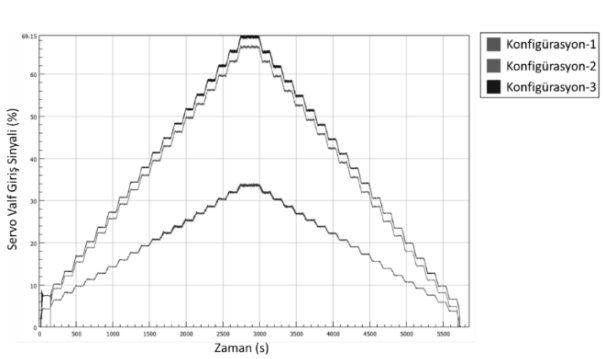
Debi tüketici test sisteminde gerçekleştirilen basamak profil takibi, sistemlerin verilen komut profiline ne ölçüde uyum sağladığını değerlendirmek amacıyla uygulanmıştır. Bu testler, aynı zamanda farklı debi seviyelerinde oluşan enerji tüketimi ile buna bağlı sıcaklık artışlarının izlenmesi açısından da önemli bilgiler sunmaktadır. Test sürecinde, sistem kapalı çevrim PID kontrol algoritması ile çalıştırılmış ve belirlenen basamak debi profilleri, servo valf giriş sinyali olarak verilmiştir. Böylece, debi tüketici sistemin çeşitli debi düzeylerindeki kararlılığı, doğruluğu ve genel statik performansı analiz edilmiştir.

Debi tüketici konfigürasyonlarının basamak profilini çok düşük hatalar ile takip ettiği gözlemlenmiştir. Test öncesi her konfigürasyonun PID parametreleri ayrı ayrı ayarlanmış ve optimize edilmiştir. Şekil 11'de verilen test sonuçlarına göre birinci konfigürasyon 0.7 lt/dk (%0.92 FS), ikinci konfigürasyon 0.24 lt/dk (%0.63 FS) ve üçüncü konfigürasyon 0.18 lt/dk (%0.47 FS) hata ile basamak profilini takip etmiştir.



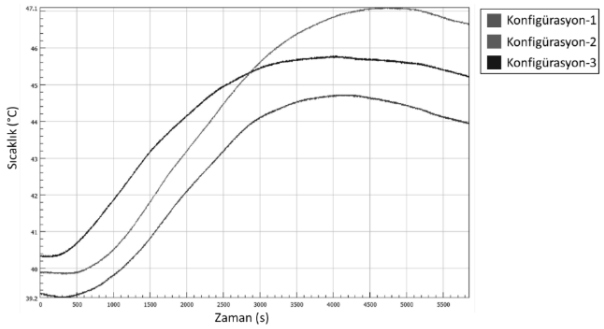
Şekil 11. Konfigürasyonların basamak profil takibi karşılaştırması

Üç konfigürasyonun basamak profili test sonuçları karşılaştırıldığında, Şekil 12'de görüldüğü gibi aynı debi kontrolünde birinci konfigürasyonun giriş sinyali diğer konfigürasyonların yarısı kadardır. Çok daha düşük giriş sinyaliyle yüksek debilerin kontrol edilmesi enerji verimliliği konusunda birinci konfigürasyonu öne çıkarmaktadır. İkinci ve üçüncü konfigürasyon giriş sinyalleri arasındaki fark, üçüncü konfigürasyondaki geri besleme debimetresi ile ölçülemeyen iç kaçaklardan kaynaklanmaktadır.



Şekil 12. Konfigürasyonların basamak profil testi giriş sinyali karşılaştırması

Şekil 13'te görüldüğü gibi aynı debi kontrolünde basınç düşümü ve enerji tüketiminin az olması birinci konfigürasyon sıcaklığının daha az artmasını sağlamıştır.



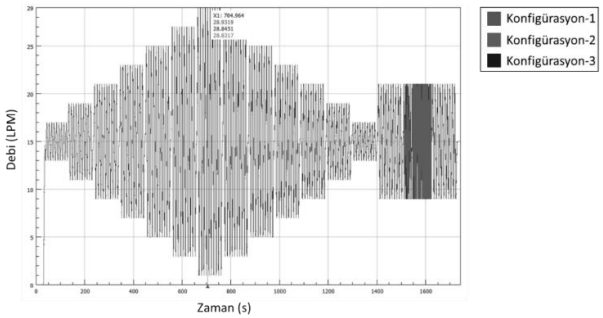
Şekil 13. Konfigürasyonların basamak profil testi sıcaklık karşılaştırması

Sinüs Profil Takibi

Debi tüketici sistemleri ile gerçekleştirilen sinüs profil takibi testleri, kapalı döngü PID kontrol algoritması altında sistemlerin dinamik komutlara verdiği yanıtı değerlendirmek amacıyla uygulanmıştır. Bu kapsamda, genliği ve frekansı değişken olan sinüs formunda debi sinyalleri sistem girişine uygulanmış; karşılık olarak debimetreden alınan geri besleme sinyalleri analiz edilmiştir. Yapılan değerlendirmeler sonucunda, sistemin kapalı çevrim kontrol performansı belirlenmiş ve mevcut PID kazanç parametrelerinin optimizasyonu sağlanmıştır.

PID parametrelerinin iyileştirilmesi sürecinde, uygulanan referans sinyali ile sistemden elde edilen geri besleme sinyali karşılaştırılmış; aralarındaki fark hata olarak tanımlanmış ve bu hata fonksiyonu en aza indirilecek şekilde PID kazançları yeniden düzenlenmiştir. Bu sayede, debi takip doğruluğu artırılarak sistemin dinamik kontrol kabiliyeti geliştirilmiştir.

Şekil 14'te verilen test sonuçlarına göre birinci konfigürasyon 0.75 lt/dk (%0.99 FS), ikinci konfigürasyon 0.28 lt/dk (%0.74 FS) ve üçüncü konfigürasyon 0.37 lt/dk (%0.97 FS) hata ile sinüs profilini takip etmiştir.



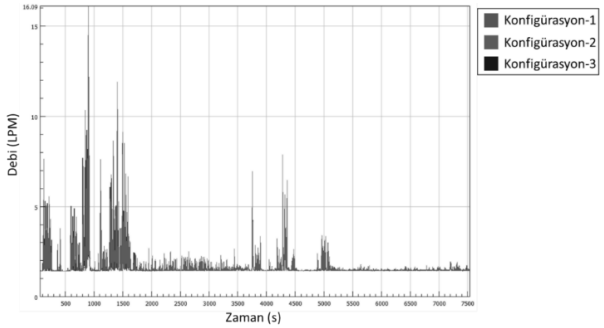
Şekil 14. Konfigürasyonların sinüs profil takibi karşılaştırması

Uçuş Profili Testi

Debi tüketici sistemleriyle gerçekleştirilen uçuş profili testleri, hava araçlarında bulunan kontrol yüzeylerine ait eyleyici hareketlerinin yer simülatörlerinden veya gerçek uçuş verilerinden elde edilen zaman serileri esas alınarak yürütülmüştür. Uçuş profilleri, eyleyicilerin ani ve hızlı hareketlerine bağlı olarak yüksek frekanslı ve dinamik debi talepleri içermektedir. Bu kapsamda, debi tüketici sistemlerin hava aracı eyleyicileri yerine kullanılabilirliğini değerlendirmek amacıyla, bu yüksek dinamik hareketlere sahip debi profilleri, kapalı çevrim PID kontrol algoritması altında sisteme uygulanmış ve sistemin tepki performansı izlenmiştir.

Yürütülen testlerde, debi tüketici sistemin uygulanan uçuş profili sinyallerini ne ölçüde doğru ve zamanında takip edebildiği değerlendirilmiş, aynı zamanda PID kontrol yapısının dinamik uyumu da analiz edilmiştir. Elde edilen sonuçlar, debi tüketici sistemlerin uçuş koşullarını temsil eden zorlu profiller altında dahi başarılı takip performansı sergilediğini ve hava aracı hidrolik sistem testlerinde eyleyici yerine kullanılabilecek potansiyele sahip olduğunu göstermiştir.

Şekil 15'te verilen test sonuçlarına göre birinci konfigürasyon 0.73 lt/dk (%0.96 FS), ikinci konfigürasyon 0.31 lt/dk (%0.82 FS) ve üçüncü konfigürasyon 0.34 lt/dk (%0.89 FS) hata ile profili takip etmiştir.



Şekil 15. Konfigürasyonların uçuş profili takibi karşılaştırması

Debi tüketici sistemlerin uçuş profili test sonuçları karşılaştırmalı olarak değerlendirildiğinde, optimize edilmiş PID kontrol parametreleri ile tüm konfigürasyonların 10 Hz örnekleme frekansına sahip uçuş profillerini oldukça düşük hata paylarıyla takip edebildiği gözlemlenmiştir. Anlık debi taleplerine en hızlı yanıtı veren sistem, ikinci konfigürasyon olarak öne çıkmıştır. Bununla birlikte, akış kazancı test sonuçları dikkate alındığında, debi kapasitesi daha yüksek olan birinci konfigürasyonun düşük debi düzeylerinde hassas kontrol sağlamada dezavantajlı olduğu belirlenmiştir. Bu açıdan, düşük debi kontrol performansı açısından ikinci ve üçüncü konfigürasyonlar daha başarılı sonuçlar vermiştir.

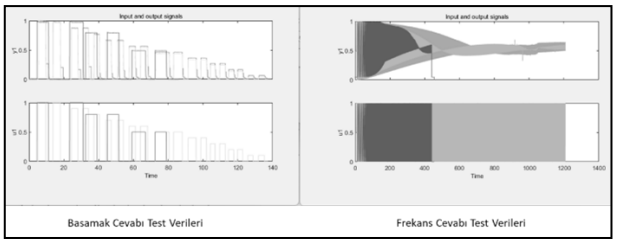
DEBİ TÜKETİCİ SİSTEM SIMÜLASYONU

Hidrolik sistemlerin tasarım ve geliştirme süreçlerinde, performans, verimlilik ve güvenilirlik parametreleri kritik öneme sahiptir. Bu bağlamda, simülasyon, fiziksel prototipleme ve test aşamalarından önce sistemlerin modellenmesi, analiz edilmesi ve optimize edilmesi için sanal bir test ortamı sunar. Simülasyon ortamı, özellikle sistem davranışlarını önceden tahmin etmek ve gerçek uygulamalarda karşılaşılabilecek potansiyel sorunları erken aşamada tespit etmek için güçlü bir araçtır. Debi tüketici sistem konfigürasyonlarının devre tasarımlarını doğrulamak, çalışma performanslarını değerlendirmek ve ileride yapılacak fiziksel test senaryolarını önceden sanal ortamda test etmek amacıyla simülasyon ortamı kullanılmıştır. Simülasyon sonuçları, fiziksel ortamda gerçekleştirilen test sonuçlarıyla karşılaştırılarak analiz edilmiştir.

Sistem Modellerinin Elde Edilmesi

Matlab Sistem Tanımlama Modülü kullanılarak, her bir konfigürasyona ait deneysel test verilerinden sistemin transfer fonksiyonları elde edilmiştir. Bu modül, dinamik sistemlerin test ya da simülasyonlar ile elde edilen giriş-çıkış sinyal verileri üzerinden matematiksel modellerin oluşturulmasına olanak sağlayan bir Matlab araç kutusudur. Deneysel verilere dayalı sistem tanımlama süreci, özellikle servo valf gibi elektro-hidrolik bileşenlerin hem elektriksel hem de dinamik özelliklerini temsil eden transfer fonksiyonlarının çıkarılması konusunda etkin bir yöntemdir.

Her konfigürasyon için uygulanan basamak ve frekans cevabı testlerinden elde edilen giriş verileri (u_1) ve çıkış verileri (y_1), Şekil 16'da gösterildiği gibi modüle tanıtılmıştır. Tanımlanan bu sistem verileri ile transfer fonksiyonu modelleri oluşturulmuştur. Elde edilen modeller, hem basamak hem de frekans cevabı açısından karşılaştırıldığında, sistem davranışlarını benzer doğrulukla temsil ettikleri gözlemlenmiştir.



Şekil 16. Basamak ve frekans cevabı test verileri

Birinci konfigürasyon debi tüketici sistemlerin basamak cevabı ile elde edilen transfer fonksiyonu Eş. (1) ve frekans cevabı ile elde edilen transfer fonksiyonu Eş. (2)'de verilmiştir.

$$G_{Frekans\,1}(s) = \frac{5,447s^2 - 103,27s + 4,63e^5}{s^3 + 108,8s^2 + 1,725e^4 s + 4,634e^5} \quad (1)$$

$$G_{Basamak\,1}(s) = \frac{3424,3}{s^2 + 98,3156s + 3452,6} \quad (2)$$

İkinci konfigürasyon debi tüketici sistemlerin basamak cevabı ile elde edilen transfer fonksiyonu Eş. (3) ve frekans cevabı ile elde edilen transfer fonksiyonu Eş. (4)'te verilmiştir.

$$G_{Frekans\,2}(s) = \frac{12,797s^2 - 763,41s + 5,488e05}{s^3 + 137,7s^2 + 1,616e^4 s + 5,491e^5} \quad (3)$$

$$G_{Basamak\,2}(s) = \frac{3876,9}{s^2 + 164,3s + 3877} \quad (4)$$

Üçüncü konfigürasyon debi tüketici sistemlerin basamak cevabı ile elde edilen transfer fonksiyonu Eş. (5) ve frekans cevabı ile elde edilen transfer fonksiyonu Eş. (6)'da verilmiştir.

$$G_{Frekans\,3}(s) = \frac{14,023s^2 - 2369,9s + 14,013e05}{s^3 + 190,9s^2 + 3,072e^4 s + 1,402e^6} \quad (5)$$

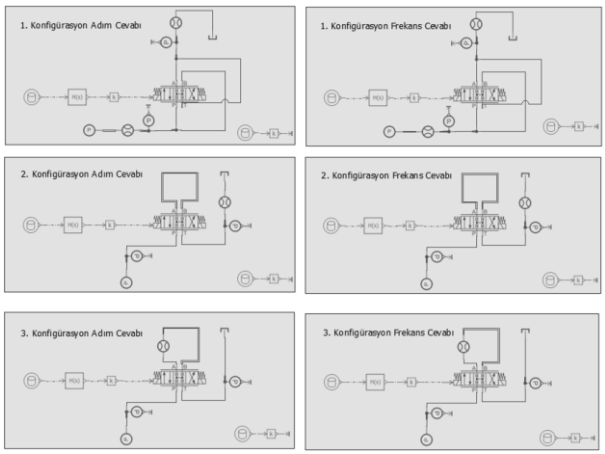
$$G_{Basamak\,3}(s) = \frac{3797}{s^2 + 95,51s + 3824} \quad (6)$$

Sistem Simülasyonu

Bu çalışmada debi tüketici sistemlerin simülasyonu için Siemens firmasına ait Simcenter Amesim yazılımı kullanılmıştır. Simcenter Amesim, hidrolik, termal, elektrik, mekanik ve kontrol sistemleri gibi karmaşık fiziksel sistemlerin davranışlarını modelleme, simülasyon ve analiz etme yeteneği sunan kapsamlı bir platformdur. Amesim, oluşturulan modeller üzerinde çeşitli senaryoları test etme ve analiz etme imkanı sağlayarak, hidrolik sistemlerin geliştirme süresini

kısaltmaya, maliyetleri ve riskleri azaltmaya yardımcı olur.

Şekil 17'de görüldüğü gibi, Amesim ortamında debi tüketici sistemlerin hidrolik devreleri, hidrolik güç kaynağı, dönüş hattı tankı, servo valf, debimetre, basınç sensörleri ve hidrolik bağlantılar kullanılarak oluşturulmuştur. Kullanılan servo valf modeli ve diğer hidrolik bileşenler, Amesim Hidrolik Komponent Kütüphanesi içerisinden seçilmiştir. Model üzerinde yer alan debimetre ve basınç sensörleri, konfigürasyon devre tasarımlarına uygun şekilde yerleştirilmiştir. Fiziksel testlerde kullanılan hidrolik güç ünitesiyle uyumlu olarak, simülasyon için 20,68 MPa yüksek basınç hattı ve 0,69 MPa dönüş hattı basıncı sınırları belirlenmiştir. Modelde hidrolik akışkan olarak MIL-PRF-83282D seçilmiş ve simülasyon boyunca akışkan sıcaklığının değişmediği varsayılmıştır. Model doğruluğunu artırmak amacıyla, test verileri kullanılarak Matlab Sistem Tanımlama ile elde edilen modeller, debi tüketicilerin Amesim modellerine entegre edilmiştir. Bu entegrasyonla birlikte, test verileriyle Amesim simülasyon sonuçları kapsamlı bir şekilde değerlendirilmiştir.

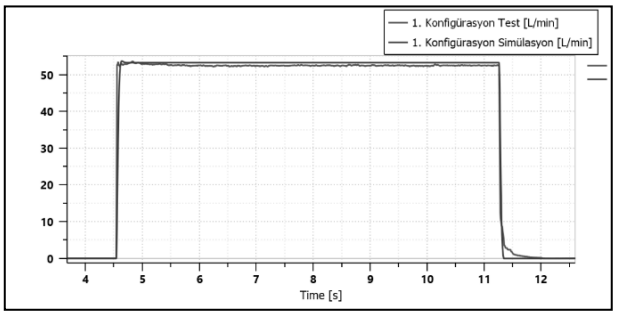


Şekil 17. Debi tüketici sistemler amesim simülasyon modelleri

Sistem Basamak Cevabı Testi ve Simülasyonu Karşılaştırılması

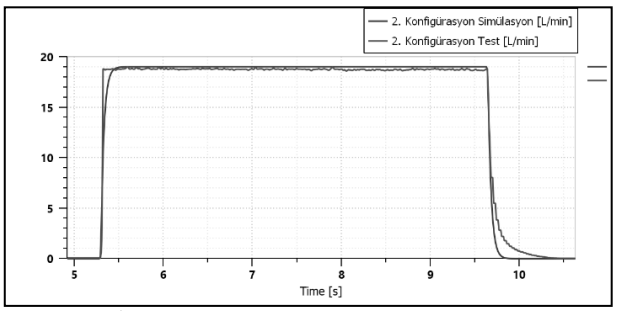
Amesim yazılımı kullanılarak oluşturulan simülasyon ortamında, her bir konfigürasyona ait sistem modelleri tanımlanmış ve basamak cevabı testlerinden elde edilen giriş verileri simülasyona uygulanmıştır. Bu süreçte, simülasyon çıktıları ile deneysel test verileri karşılaştırmalı olarak değerlendirilmiştir. Yapılan analizler sonucunda, tüm konfigürasyonlar için yükselme süresi ve oturma süresi gibi sistemin durağan bölgelerinde simülasyon verilerinin fiziksel test verilerine yüksek derecede yakınsadığı görülmüştür. Ancak, sıfır debiye geçiş gibi ani değişimlerin yaşandığı geçici rejimlerde simülasyon verileri ile fiziksel ölçümler arasında belirgin farklılıklar tespit edilmiştir. Bu durum, modellemede kullanılan varsayımlar ve sistemde gözlenen valf iç kaçakları gibi fiziksel etkilerden kaynaklanmaktadır.

Birinci konfigürasyonda simülasyon verileri ile fiziksel test verileri arasında çok yüksek bir yakınsama elde edilmiştir. Debimetre yerleşimi dolayısı ile sıfır debiye geçiş kısmında da hem fiziksel hem de simülasyon verilerinde daha kontrollü bir azalma gözlemlenmiştir. Şekil 18'de verilen grafiğe göre ortalama debi hatası 0.84 lt/dk olup, bu hata değeri %1.58 FS olarak elde edilmiştir. Bu düşük sapma, sistem modellemesinin kararlı rejimdeki davranışları doğru biçimde temsil ettiğini göstermektedir.



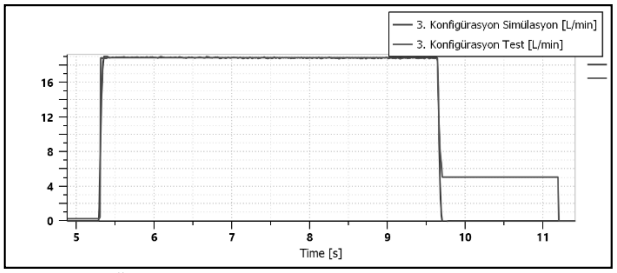
Şekil 18. Birinci konfigürasyon basamak cevabı testi ve simülasyonu karşılaştırılması

İkinci konfigürasyon simülasyon sonuçlarında artış ve azalış aşamalarında test verileri ile yakınsama birinci konfigürasyondan daha düşüktür. Şekil 19'da verilen grafiğe göre ortalama debi hatası 0.41 lt/dk olup, bu hata değeri %2.16 FS olarak elde edilmiştir.



Şekil 19. İkinci konfigürasyon basamak cevabı testi ve simülasyonu karşılaştırılması

Üçüncü konfigürasyon simülasyon verileri artış aşamasında test verileri ile oldukça yüksek yakınsamaya sahiptir. Ancak sıfır debiye geçiş aşamasında, sistemde kontrol edilemeyen iç kaçaklardan dolayı test verileri ile simülasyon verileri arasında bir uyumsuzluk meydana gelmiş ve ortalama hatayı arttırmıştır. Şekil 20'de verilen grafiğe göre ortalama debi hatası 0.64 lt/dk olup, bu hata değeri %3.66 FS olarak elde edilmiştir.



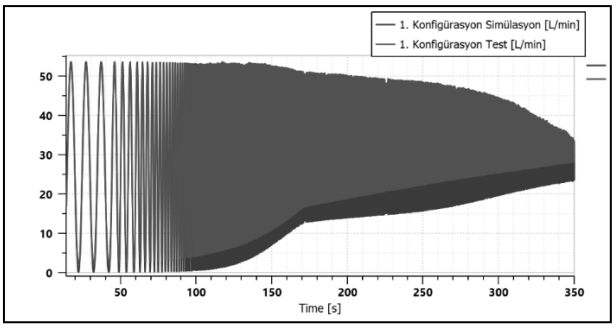
Şekil 20. Üçüncü konfigürasyon basamak cevabı testi ve simülasyonu karşılaştırılması

Sıfır debiye geçiş sırasında test verilerinde gözlemlenen yavaş ve kesintili dinamik hareketlerin temel nedeni, sistemlerde kullanılan servo valflerin giriş sinyalinin ±50 mA yerine 0–50 mA aralığında uygulanmasıdır. Servo valf giriş akımının negatif olmaması ve sürgünün yalnızca sıfır konumu ile pozitif konum arasında hareket etmesi, debinin azalma aşamasında (özellikle sıfır debiye yaklaşırken) performansın, artış aşamasındaki hareket dinamiklerinden farklı olmasına yol açmaktadır.

Sistem Frekans Cevabı Testi ve Simülasyonu Karşılaştırılması

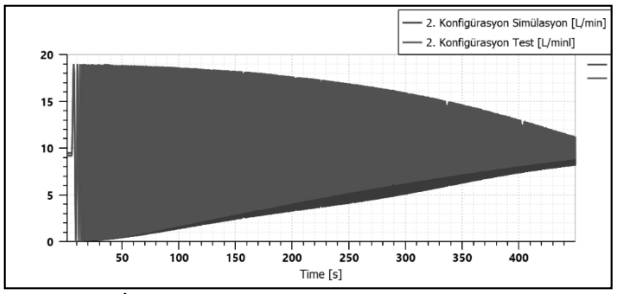
Amesim simülasyon ortamında gerçekleştirilen analizlerde, sistemlere frekans cevabı testlerinde kullanılan giriş sinyalleri uygulanarak elde edilen simülasyon verileri, fiziksel test sonuçları ile karşılaştırılmıştır. Yapılan değerlendirmeler, tüm konfigürasyonlar için simülasyon sonuçlarının fiziksel ölçümlerle yüksek düzeyde örtüştüğünü göstermiştir. Özellikle genlik ve faz yanıtları açısından simülasyon verilerinin, sistemin dinamik karakteristiğini doğru şekilde yansıttığı gözlemlenmiştir. Bu durum, oluşturulan modellerin doğruluğunu ve Amesim yazılımı ile gerçekleştirilen simülasyonların güvenilirliğini ortaya koymaktadır.

Test verileri ve sistem modeli cevaplarında olduğu gibi simülasyon verilerine bakıldığında da birinci konfigürasyon debi tüketiciler düşük frekanslarda daha iyi performans göstermekte ancak frekans arttıkça genlik düşümü gözlemlenmektedir. Şekil 21'de verilen grafikler incelendiğinde frekans arttıkça genlik hatası belirgin şekilde artmakta, simülasyonun alt zarf değerleri test verisinin altında kalmaktadır. Ortalama debi hatası yaklaşık 3.9 lt/dk, yüzdelik hata ise %6.5 FS seviyesindedir.



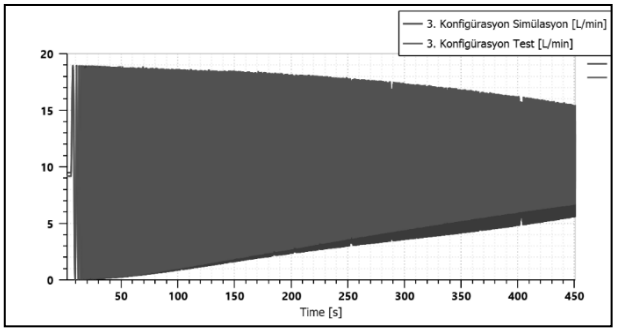
Şekil 21. Birinci konfigürasyon frekans cevabı testi ve simülasyonu karşılaştırılması

İkinci konfigürasyon debi tüketicilerin simülasyon verileri ile test verileri karşılaştırıldığında birinci konfigürasyona göre yüksek frekansta çalışma performansı daha iyidir. Şekil 22'de verilen grafikler incelendiğinde simülasyon ve test verileri düşük frekansta birbirine yakın seyretse de zamanla fark artmakta ve simülasyon verileri daha düşük genlikte kalmaktadır. Ortalama debi hatası 0.59 lt/dk, yüzdelik hata %2.95 FS seviyesindedir.



Şekil 22. İkinci konfigürasyon frekans cevabı testi ve simülasyonu karşılaştırılması

Üçüncü konfigürasyonun gerçek test verileri ve sistem modeli cevaplarında olduğu gibi simülasyon ortamında da diğer konfigürasyonlara göre daha yüksek frekanslarda daha düşük genlik düşümü ile çalışmaktadır. Şekil 23'de verilen grafikler incelendiğinde frekansın yükselmesiyle birlikte simülasyon ve test verileri arasındaki fark artmakta, özellikle test verisinin düşüş eğrisine simülasyonun tepkisi daha yavaş kalmaktadır. Ortalama debi hatası 0.72 lt/dk, yüzdelik hata %3.62 FS seviyesindedir.



Şekil 23. Üçüncü konfigürasyon frekans cevabı testi ve simülasyonu karşılaştırılması

SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Bu çalışmada, hidrolik sistemlerin test süreçlerinde kullanılmak üzere yüksek hassasiyetli ve dinamik kontrollü debi tüketici sistemlerin tasarımı, simülasyonu ve deneysel doğrulaması gerçekleştirilmiştir. Ayrıca, literatürde doğrudan karşılığı olmayan özgün bir yaklaşım sunulmuş ve farklı konfigürasyonlarda geliştirilen sistemler, hem fiziksel testlerle hem de test verileriyle oluşturulan sayısal modellerle değerlendirilmiştir. Elde edilen bulgular, servo valf ve debimetre yerleşimi gibi parametrelerin sistem performansı üzerinde belirleyici olduğunu ve sistem modellerinin gerçek davranışa büyük oranda yaklaştığını göstermiştir. Özellikle birinci konfigürasyon enerji verimliliği ile öne çıkarken, ikinci konfigürasyon dengeli performans özellikleri sunmuş; üçüncü konfigürasyon ise düşük histerezis avantajına karşın ölçülemeyen iç kaçaklar nedeniyle belirsizlik yaratmıştır.

Gelecek çalışmalarda, sistem performansını daha da artırmak adına yeni test yöntemlerinin geliştirilmesi, mevcut sistemlerin farklı çevresel koşullarda detaylı olarak incelenmesi ve ölçülemeyen fiziksel etkilerin daha

hassas şekilde modellenmesi önerilmektedir. Ayrıca, bu tür sistemlerin hidrolik bileşenlerin performans testlerinde daha yaygın olarak kullanılması, tasarım-doğrulama süreçlerini daha güvenilir ve ekonomik hâle getirecektir.

TEŞEKKÜR

Çalışmalarım sürecinde beni her alanda destekleyen yönlendiren bilgi ve birikimlerden faydalandığım kıymetli danışman hocam Prof. Dr. Mustafa Zeki Yılmazoğlu'na çok teşekkür eder şükranlarımı sunarım. Debi Tüketici Sistemler ile ilgili çalışma yapmama olanak sağlayan, çalışanı olmaktan gurur duyduğum Türk Havacılık ve Uzay Sanayii A.Ş.'ye teşekkürü borç bilirim. Çalışmalarım boyunca her türlü desteği sağlayan sanayi danışmanım ve ekip liderim Afif Umur Limon'a, değerli çalışma arkadaşlarım Hasan Şener'e, Ali Taşkıran'a, Himmet Gencer'e ve yapısal test bölümüne ayrı ayrı teşekkür ederim.

KAYNAKLAR

Aboelela, M. A. S., Essa, M. E. S. M. ve Hassan, M. A. M., 2018, "Modeling and Identification of Hydraulic Servo Systems," International Journal of Modelling and Simulation, 38(3), doi:10.1080/02286203.2017.1405713.

Ali, A. A. ve Fales, R., 2020, "Review of Hydraulic Flow Control Techniques," Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control, 142(10).

Batu, U. ve Gürcan, M. B., "Hidrolik Servo Valflerin Dinamik Modelleri ve Performans Testleri."

Blackburn, J. F., Reethof, G. ve Shearer, J. L., 1960, Fluid Power Control, MIT Press.

Elsaed, M. ve Linjama, M., 2024, "Digital Flow Control Units Based on On/Off Valves," International Journal of Fluid Power, 25(1), 58–72.

Ferrari, A., Vacca, A. ve Cerbelli, S., 2017, "A Method to Identify Valve Characteristics Using Flow Measurements," Proceedings of the ASME/BATH 2017 Symposium on Fluid Power and Motion Control.

Jacazio, G. ve Balossini, G., 2007, "Real-Time Loading Actuator Control for an Advanced Aerospace Test Rig," Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part I: Journal of Systems and Control Engineering, 221(2), 199–210, doi:10.1243/09596518JSCE269.

Jangnoi, P. ve Pinsopon, T., 2018, "Comparison of Pump-Controlled and Valve-Controlled Hydraulic Systems," Engineering Journal, 22(6), 179–193.

Kral, L. D., 1998, "Active Flow Control Technology," ASME Fluids Engineering Division Technical Brief.

Manring, N. ve Fales, R., 2020, Hydraulic Control Systems, Wiley.

Merritt, H. E., 1967, Hydraulic Control Systems, Wiley.

Tao, L., 2016, "Design Analysis and Optimization for the Civil Aircraft Hydraulic Supply System Based on AMESim," AUS 2016 - 2016 IEEE/CSAA International Conference on Aircraft Utility Systems, doi:10.1109/AUS.2016.7748180.

Watton, J., 2009, Fundamentals of Fluid Power Control, Cambridge University Press.

Zhang, Z., Wang, J. ve Chen, X., 2019, "Valve Flow Estimation Using Machine Learning Techniques," Sensors, 19(21).

ELEKTRİKLİ ARAÇLARDA KULLANILAN PRİZMATİK BATARYALAR İÇİN SIVI SOĞUTMA KANALLARINDA Al_2O_3-H_2O KULLANIMININ SAYISAL OLARAK İNCELENMESİ

Celal NAZLI*,, Mehmet GÜRDAL *, Kamil ARSLAN ***, Emrehan GÜRSOY ******
* Kastamonu Üniversitesi, Mühendislik ve Mimarlık Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü, 37150 Merkez, KASTAMONU, cnazli@kastamonu.edu.tr , mgurdal@kastamonu.edu.tr
** Karabük Üniversitesi, Lisansüstü Enstitüsü, Makine Mühendisliği A.B.D, 78050 Merkez, KARABÜK, 2138169014@ogrenci.karabuk.edu.tr
*** Ankara Yıldırım Beyazıt Üniversitesi, Mühendislik ve Doğa Bilimleri Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 06010 Etlik-Keçiören, ANKARA, kamilarslan@aybu.edu.tr
**** Denetim Müdürlüğü, Kardemir Karabük Demir Çelik Sanayi ve Tic. A.Ş., 78270, Merkez, KARABÜK, emrehangursoy@gmail.com

Özet: Lityum iyon pil paketleri elektrikli araçlarda (EA) yaygın olarak kullanılmaktadır. Optimum performans elde etmek, uzun ömür sağlamak ve pilleri uygun çalışma sıcaklığı aralığında tutmak için etkili termal yönetim stratejileri uygulanmalıdır. Bu çalışmada 20 Ah gücündeki Lityum-iyon pil göz önüne alınarak, sistemin anot ve katot materyalleri ayrı ayrı tanımlanmıştır. Batarya termal yönetim sistemlerinde (BTYS) en önemli hususlardan biri soğutma hacminin küçük olmasıdır. Bu sebeple çalışmada, tek bir prizmatik pilin etrafını saran mini bir kanal ile pilin soğutulması sağlanmıştır. Bunun için kanalın boyutları dikkate alınarak farklı hacimsel konsantrasyonlarda (%0,25-%0,5-%1) Al_2O_3-H_2O nanoakışkanı kullanılarak soğutma performansı hesaplanmıştır. EA'larda bir diğer önemli problem maksimum soğutma performansının minimum debi ile elde edilmesidir. Bu sebeple Reynolds sayısı 475 olarak seçilmiştir. EA'larda sıcaklıklar araçların çalışmasına bağlı olarak artmakta olup, uzun süreli kullanımlarda sıcaklığa bağlı problemler ortaya çıkmaktadır. Çalışma yüksek pil deşarj (1C, 3C, 4C ve 6C) ve şarj süreleri (1C ve 2C) için bir şarj/deşarj döngüsü halinde 5000 saniye olarak gerçekleştirilmiştir. Sonuçlar en yüksek ve ortalama sıcaklıklar cinsinden, soğutmasız pil kullanımı, akışkan olarak sadece su kullanımı ve farklı Al_2O_3-H_2O oranları için karşılaştırılmıştır. Ayrıca, kanalın içindeki soğutma akışkanının sıcaklık gelişimleri zamana bağlı olarak karşılaştırılmıştır. Sonuç olarak, sıvı soğutma kanalının batarya soğutma performansını önemli ölçüde değiştirdiği ortaya çıkmıştır. Nano akışkan kullanımı soğutma performansını %2 oranında artırdığı gözlenmiştir. İleriki çalışmalarda, tek pil ile yapılan bu çalışmanın sonuçları göz önünde bulundurularak, nanoakışkanın batarya paketlerinde kullanımı araştırılacaktır.
Anahtar Kelimler: HAD, Soğutma performansı, BTYS.

NUMERICAL INVESTIGATION OF THE USAGE OF AL2O3-H2O IN LIQUID COOLING CHANNELS FOR PRISMATIC BATTERIES IN ELECTRIC VEHICLES

Abstract: Lithium-ion battery packs are widely used in electric vehicles (EVs). Effective thermal management strategies should be implemented to achieve optimum performance, ensure long life and keep the batteries within the appropriate operating temperature range. In this study, the anode and cathode materials of the system are defined by separately and considering a 20 Ah Lithium-ion battery. One of the most important issues in battery thermal management systems (BTMS) is the small cooling volume. For this reason, in the study, the battery is cooled by a mini channel surrounding a single prismatic battery. For this purpose, the cooling performance is determined by using Al_2O_3-H_2O Nano fluid at different ratio (%0.25-%0.5-%1) considering the smallness of the channel. Another important problem in EVs is to obtain maximum cooling performance with minimum flow rate. For this reason, the Reynolds number is selected as 475. In EVs, temperatures increase depending on the operation of the vehicles and temperature-related problems occur in long-term use. The study was carried out for 2400 seconds in a charge/discharge cycle for high battery discharge (1C,3C,4C ve 6C) and charging times (1C ve 2C). The results were compared in terms of maximum and average temperatures, for the use of uncooled batteries, for the use of only water as a fluid, and for different Al_2O_3-H_2O ratios. In addition, the temperature developments of the cooling fluid inside the channel were compared depending on time. As a result, it was revealed that liquid cooling channel improved efficiently the battery cooling performance. The use of nanofluid slightly increased the cooling performance. In future studies, the use of nanofluid in battery packs will be investigated, considering the results of this study conducted with a single cell.
Keywords: CFD, Cooling performance, BTMS.

SEMBOLLER ve KISALTMALAR

BTYS Batarya Termal Yönetim Sistemleri
EA Elektrikli Araç
I Akım [A]
İYM İçten Yanmalı Motorlar
J_{ech} Hacimsel Akım Transfer Oranı
MSMD Multi-Scale MultiDimensional Module
NEDC The New European Driving Cycle
q Pil Kapasitesi [Ah]
R Direnç [Ω]
Re Reynolds sayısı [=V VρD/μ]
SoC Pil Şarj Durumu
V Gerilim [V]
Vol Pilin Hacmi [m^3]

GİRİŞ

İçten yanmalı motorların (İYM) küresel ısınmanın önemli nedenlerinden biri olmasının 20. yüzyılın ortalarından itibaren anlaşılmasıyla, İYM teknolojileri sorgulanmaya başlamıştır (Jorgensen, 2008). Bununla birlikte EA'lar yaygınlaşmıştır (M. Wang vd., 2021). EA'ların sera gazı emisyonunu azaltığı ve çevresel kirlenmeyi minimuma düşürdüğü belirtilmiştir (Dixon vd., 2020). Elektrikli araçların yaygınlaşmasıyla birlikte, yük taşımacılığında, şehirler arası uzun menzillerde de kullanılmaya başlanmıştır. EA'ların artmasıyla şarj altyapısına olan talebin artması ve batarya şarj sürelerinin uzunluğu gibi etkenler, tek şarjla daha uzun menzillere ulaşabilen batarya sistemlerine duyulan gereksinimi artırmıştır. Bu bağlamda, daha güçlü pillerin kullanılması ve sayısının da artması sonucunu doğurmuştur. Ayrıca, batarya hacmini artırmaksızın daha yüksek güç elde etme ihtiyacı, daha fazla enerji hücresinin daha küçük bir hacimde olmasına yönelik gereksinimleri beraberinde getirmiştir (Abdelbaky vd., 2021). Pillerin yüksek süreler ile yüksek performans altında kullanılmaları ısınma problemlerine yol açmakta ve pil verimliliğini düşürmektedir (Lailler vd., 1999). Bu sebeplerle pillerin soğutulması EA teknolojileri için yüksek önem arz etmektedir. Lityum-iyon bataryalar için önerilen ideal çalışma sıcaklık aralığı 15–35 °C olup, bu sınırlar dışında kalan sıcaklıklar pil performansını olumsuz yönde etkileyebilmektedir (El Idi vd., 2021; Ianniciello vd., 2018). Piller arasındaki sıcaklık farkının 5°C' den az olması, pillerin verimini artırmaktadır (Rao vd., 2017).

Bu nedenlerle, bataryaların uygun sıcaklık aralığında çalışmasını sağlamak amacıyla etkin bir soğutma süreci kritik önem taşımaktadır (Luo vd., 2022). Batarya termal yönetim sistemleri (BTYS), elektrikli araçların güvenli, verimli ve uzun ömürlü çalışmasında merkezi bir unsur hâline gelmiştir. Günümüzde ise kara ulaşım sektöründe yürütülen araştırma ve geliştirme çalışmalarının önemli bir kısmı, elektrikli araç teknolojileri üzerinde yoğunlaşmaktadır (Hu ve Zhang, 2021).

BTYS genel olarak 3 gruba ayrılabilir. Bunlar; aktif (dışardan enerji gerektiren), pasif (herhangi bir enerji gereksinimi olmayan) ve pek çok aktif ve/veya pasif yöntemin kullanıldığı hibrit sistemlerdir. 'Bu çalışma kapsamında ele alınan sistemde aktif bir BTYS konfigürasyonu üzerine odaklanılmıştır. Aktif BTYS' ler genel olarak doğal hava akışlı BTYS, zorlanmış hava akışlı BTYS, sıvı akışkanlı BTYS ve nanoakışkanlı BTYS olarak dört ana bölüme ayrılabilir. New European Driving Cycle (NEDC) standartlarına göre, soğutma akış hızı 7.817×10^{-4} kg s^{-1} ile 0.0105 kg s^{-1} arasında olmalıdır (H. Chen vd., 2018). Bu sebeple düşük hızlı bir giriş hızı ile etkin bir soğutma performansı sağlanması gerekmektedir. Bu durumda etkin soğutmayı zorunlu hale getirmektedir. Doğal hava akışlı BTYS'ler ise genel olarak pil sistemlerinin birbirlerine çok yakın olması ve uzun süreli kullanım gibi sebeplerle soğutma performansı olarak yetersiz kalmaktadır. Ek olarak, pek çok yapılan çalışma göstermiştir ki, zorlanmış hava akışlı BTYS'ler diğer ek enerji gerektiren sistemlere göre verimi oldukça düşüktür (Chen vd. 2016).

Batarya sistemlerinde etkili bir ısıl yönetim, performansın artırılması ve termal verimin artması açısından büyük bir avantaj sağlamaktadır. Bu bağlamda, sıvı soğutma temelli BTYS' ler, sahip oldukları yüksek ısıl performans sayesinde hava soğutmalı sistemlere kıyasla daha etkin bir soğutma performansı sunduğu gözlemlenmektedir. Ek olarak, sıvı soğutmalı BTYS'ler zorlanmış hava akışlı ve doğal hava akışlı sistemlere göre daha etkindir (Zhao vd., 2023). Sıvıların ısıl kapasitesinin yüksek olması sebebiyle, bu sistemlerin özellikle yüksek güç tüketimi gerektiren uygulamalarda tercih edilmesini neden olmaktadır. Bu nedenle, hızlı şarj-deşarj döngüleri, yüksek akım yoğunlukları ve yoğun ısı üretiminin söz konusu olduğu operasyonel koşullarda, sıvı soğutma temelli bir BTYS, batarya hücrelerinin güvenliğini ve ömrünü korumak açısından daha uygun ve etkilidir. Son zamanlarda nanoakışkan ile yapılan pek çok çalışma ile daha iyi soğutma performansları elde edilmiştir. (Jilte vd., 2023), (Rana vd., 2024). Bunun yanında, Al_2O_3-H_2O nanoakışkan kullanımının ısı transferini önemli ölçülerde artırdığı gözlenmiştir (Kaya vd., 2020).

Bu çalışmada aktif BTYS olan sıvı akışkanlı BTYS ve nanoakışkan olarak Al_2O_3-H_2O nanoakışkanının kullanımının, soğutmasız sistemlerle karşılaştırılması planlanmaktadır.

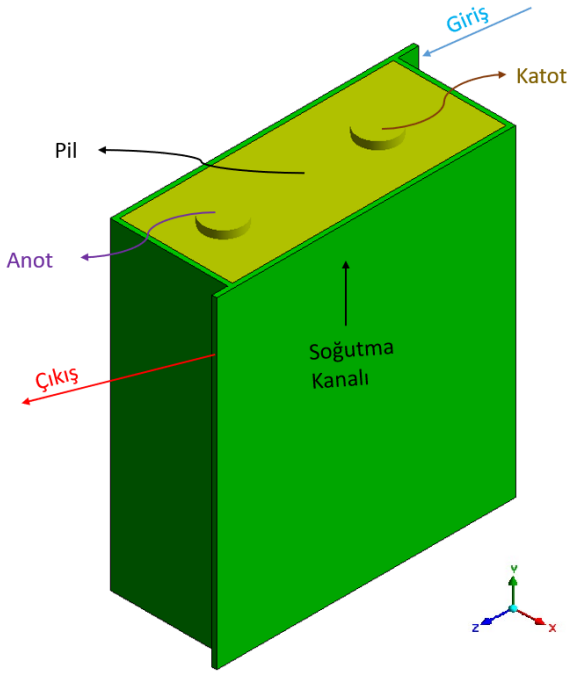
Çözüm yöntemi olarak Eşdeğer Devre Modeli (ECM) kullanımının daha az deneysel veriyle doğru sonuçlar elde edildiği belirtilmiştir (Chen ve Rincon-Moran, 2006), (ANSYS Fluent Theory Guide, 2025). Diğer yöntemlerle karşılaştırıldığında kullanım maliyeti ve hassasiyetiyle öne çıkan bu model tüm çözümlerde uygulanmıştır.

Bu sebeplerle yapılan çalışmada, Al_2O_3-H_2O nanoakışkanın farklı hacimsel oranlarda kullanılması ile ve sadece saf su kullanılan sistem ile karşılaştırılması için çalışmalar yapılmıştır.

MATERYAL ve METOD

Pil ve Soğutma Kanalı Geometrisi ve Senaryolar

Çalışma geometrisi ANSYS Design Modeler 2025 R1 yazılımıyla tasarlanmıştır. Pilin boyutları; Sırasıyla z, y ve x eksenleri için 173,6, 204, 6 ve 71,5 mm dir. Anot ve katot, pilin üzerinde pilin ortasına eşit uzaklıkta, 25 mm çapında ve 5 mm yüksekliğindedir. Soğutma kanalının girişi ve çıkışı prizmatik pilin 10 mm ilerisinde yer almaktadır. Soğutma kanalı, pili 3 mm genişliğinde, x ve y eksenlerinde saracak şekilde konumlandırılmıştır. Soğutma kanalı ve pil bileşenleri Şekil 1 'de gösterilmiştir.



Şekil 1. Çözüm geometrisi ve bileşenleri

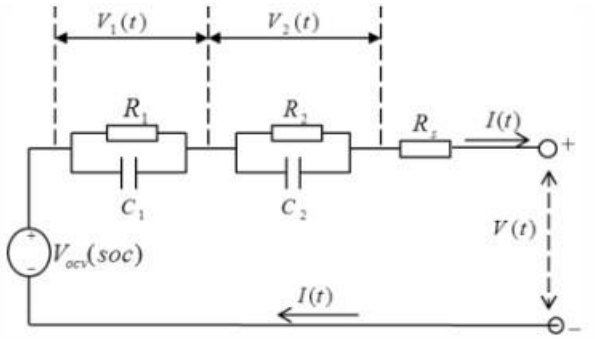
Bu çalışmada, 5 farklı senaryo için çözümler oluşturulmuştur. Tablo 1' de belirtilen senaryolar için prizmatik pilin soğutulmasında soğutma kanalı etkisi ve nanoakışkanın soğutma performansı üzerindeki etkisi araştırılmıştır.

Tablo 1. İncelenen Durumlar.

SENARYO	Pil / Pil ve Soğutma kanalı	Soğutma Akışkanı
Senaryo 1	Pil	-
Senaryo 2	Pil ve Soğutma kanalı	H_2O
Senaryo 3	Pil ve Soğutma kanalı	%0,25 Al_2O_3 -H_2O
Senaryo 4	Pil ve Soğutma kanalı	%0,50 Al_2O_3 - H_2O
Senaryo 5	Pil ve Soğutma kanalı	%1,00 Al_2O_3 - H_2O

ECM Modeli

Çalışmanın termal modeli, ANSYS Fluent 2025 R1 paket programı içerisinde eklenti modüllerinden biri olan ve Multi-Scale Multi-Dimensional (MSMD) modülü altında bulunan ECM kullanılarak gerçekleştirilmiştir. ECM modelinde bataryanın elektriksel davranışı bir elektrik devresi gibi tanımlanır. Ansys Fluent yazılımında, (Chen ve Rincon-Moran, 2006) çalışmasından esinlenilerek altı parametreli ECM modeli kullanılmıştır. Şekil 2' de gösterilen, 3 adet direç ve 2 kapasitörden oluşturulan devre bu modelin çözümü için kullanılmıştır.



Şekil 2. ECM modelinde kullanılan devre (ANSYS Fluent Theory Guide, 2025)

Bu modelde, akım-gerilim ilişkisi elektrik devresi denklemleriyle elde edilebilir (ANSYS Fluent Theory Guide, 2025):

$$V = V_{OCV}(soc) + V_1 + V_2 - R_s(soc)I(t) \quad (1)$$

Burada; V gerilimi, I akımı, R direnci ve pil şarj durumu (SoC) ifade etmektedir. Belirli bir pil için, açık devre voltajı, dirençlerin ve kapasitörlerin, pil şarj durumu (SOC) ve sıcaklığın fonksiyonlarıdır. Bu fonksiyonlar Ansys Fluent
(ANSYS Fluent Theory Guide, 2025) ile aşağıdaki denklemler ile ifade edilebilir:

$$j_{ECh} = I\frac{Q_{Nominal}}{Q_{ref}Vol} \quad (2)$$

$$\dot{q}_{ECh} = j_{ECh}\left[V_{ocv} - V - T\frac{dU}{dT}\right] \quad (3)$$

ECM modeli, pil deşarj ve şarj etme süreçlerini simüle edilmesini ekonomik, çok yönlü olmasının yanı sıra hem tek bir pil hücresini hem de bir pil takımını simüle etmek için uygundur (ANSYS Fluent Theory Guide, 2025).

Çözümler ANSYS Fluent programında Batarya modülü aktif edilerek çözülmüştür. Pil, anot ve katot özellikleri yapılan teorik ve sayısal çalışmalardan alınmıştır. Pil kapasitesi 20 Ah'tır (Panchal vd.2017), (Li vd., 2022). Batarya bileşenlerinin özellikleri Tablo 2'de sunulmuştur.

Tablo 2. Batarya bileşenlerinin özellikleri. (Panchal vd.2017)

Özellik	Pil	Anot	Katot	Birim
Yoğunluk	2092	8978	2719	Kg m^{-3}
Özgül ısı	678	381	871	J kg^{-1} K^{-1}
Termal iletkenlik	18.2	387.6	202.4	W m^{-1} K^{-1}

Soğutucu akışkan olarak 4 farklı özellikli akışkan kullanılmış olup özellikleri Tablo 3' te verilmiştir.

Tablo 3. Akışkanların termofiziksel özellikleri (Gursoy vd., 2024).

Özellik	Su	%0,25 Al_2O_3-H_2O	%0,50 Al_2O_3-H_2O	%1 Al_2O_3-H_2O
Yoğunluk (kg/m^3)	998,00	1005,43	1012,86	1027,72
Termal İletkenlik (W/mK)	0,60	0,61	0,61	0,63
Dinamik viskozite (kg/ms)	0,00	0,00	0,00	0,00
Özgül Isı (J/kgK)	4182,00	4148,27	4115,03	4050,00

Çözüm Yöntemi

New European Driving Cycle (NEDC) standartlarına göre, soğutma akış hızı 7,817 × 10^{-4} kg s^{-1} ile 0,0105 kg s^{-1} arasında olmalıdır (H. Chen vd., 2018). Bu sebeple, çalışma laminer akış koşulunda (Re=475) gerçekleştirilmiştir.

ANSYS Fluent 2025 R1 ile Pil modu seçeneğiyle yapılan sayısal çalışmalarda enerji denklemleri tüm durumlar için aktiftir. Akış denklemleri ise yalnızca pilin kullanıldığı model haricinde aktiftir.

Bu çalışmada gerçekleştirilen sayısal analizler, akışkan dinamiği ve ısı transferi problemlerinin sonlu hacimler yöntemiyle çözümlendiği ANSYS Fluent 2025R1 yazılımı aracılığıyla yürütülmüştür. Akışkan hacminin geometrik modeli ANSYS Design Modeler 2025 R1 yazılımı kullanılarak oluşturulmuş, sayısal çözüm ağı ise Fluent Meshing 2025 R1 aracı ile yapılandırılmıştır. Yapılan analizlerde batarya modu aktif hale getirilmiş olup, MSMD modelindeki ECM yöntemiyle gerçekleştirilmiştir. Tüm analizler; üç boyutlu, zamana bağlı ve laminer akış koşulları altında, sıkıştırılamaz, Newtonyen karakterde ve sabit termofiziksel özelliklere sahip bir akışkan varsayımıyla gerçekleştirilmiştir. Söz konusu varsayımlar doğrultusunda, çözüm sürecinde dikkate alınan temel denklemler Denklem 4, Denklem 5 ve Denklem 6 ile çözülmüştür (Versteeg ve Malalasekera, 2007).

Süreklilik denklemi:

$$\frac{\partial u}{\partial x}+\frac{\partial v}{\partial y}+\frac{\partial w}{\partial z}=0 \tag{4}$$

Enerji denklemi:

$$\begin{aligned}&\rho c_p\left(u\frac{\partial T}{\partial x}+v\frac{\partial T}{\partial y}+w\frac{\partial T}{\partial z}\right)\\&=k\left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 T}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 T}{\partial z^2}\right)\\&+\left(\tau_{xx}\frac{\partial u}{\partial x}+\tau_{yy}\frac{\partial v}{\partial y}+\tau_{zz}\frac{\partial w}{\partial z}\right)\\&+\left\{\tau_{xy}\left(\frac{\partial u}{\partial y}+\frac{\partial v}{\partial x}\right)+\tau_{xz}\left(\frac{\partial u}{\partial z}+\frac{\partial w}{\partial x}\right)\right.\\&\left.+\tau_{yz}\left(\frac{\partial v}{\partial z}+\frac{\partial w}{\partial y}\right)\right\}+\dot{s}\end{aligned} \tag{5}$$

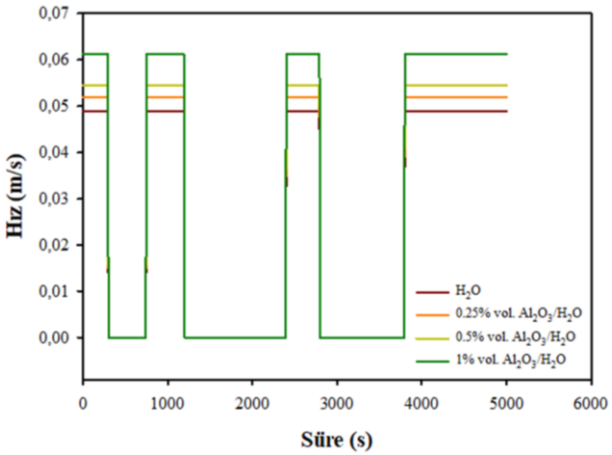
Momentum denklemleri:

$$\begin{aligned}&\rho\left(u\frac{\partial u}{\partial x}+v\frac{\partial u}{\partial y}+w\frac{\partial u}{\partial z}\right)\\&=-\frac{\partial p}{\partial x}+\mu\left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 u}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 u}{\partial z^2}\right)\end{aligned} \tag{6a}$$

$$\begin{aligned}&\rho\left(u\frac{\partial v}{\partial x}+v\frac{\partial v}{\partial y}+w\frac{\partial v}{\partial z}\right)\\&=-\frac{\partial p}{\partial y}+\mu\left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 v}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 v}{\partial z^2}\right)\end{aligned} \tag{6b}$$

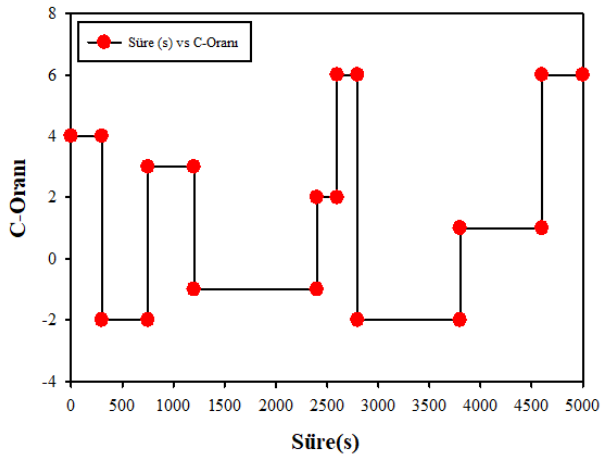
$$\begin{aligned}&\rho\left(u\frac{\partial w}{\partial x}+v\frac{\partial w}{\partial y}+w\frac{\partial w}{\partial z}\right)\\&=-\frac{\partial p}{\partial z}+\mu\left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 w}{\partial z^2}\right)\end{aligned} \tag{6c}$$

Çözümler 5000 saniye boyunca zaman bağlı olarak gerçekleştirmiştir. Pilin şarj edilme durumlarında soğutma kanalında akış olmadığı kabul edilmiştir. Giriş hızı değerlerinin zamana bağlı değişimi Şekil 3' te verilmiştir.



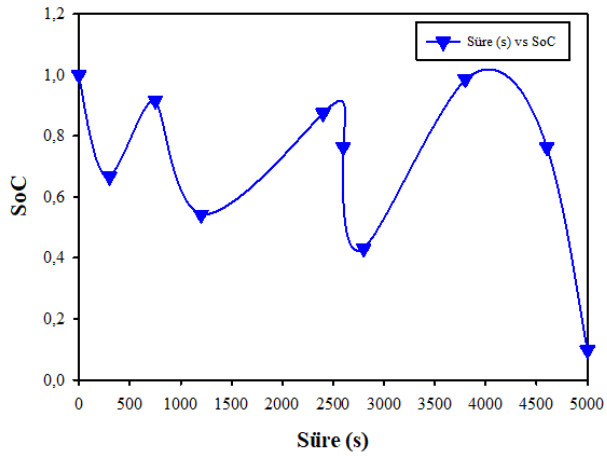
Şekil 3. 5000 saniye boyunca giriş hızı değişimleri.

MSMD denklemlerinde şarj ve deşarj döngülerini belirten C-oranı çok önemlidir (Nur Halimah vd., 2019). Örneğin C oranının 1 olması deşarj süresinin 1 saatte tamamlanacağını gösterirken, 4 olması 15 dakikada dolu pilin tamamen deşarj olacağını belirtmektedir. Şarj durumu negatif ifadelerle belirtilmektedir. Şekil 4' te verilen tabloda tüm şarj ve deşarj süreleri tüm senaryolar için uygulanmıştır. Şarj süreleri 2C ve 1C seçilirken, deşarj süreleri 1C ile 6C arasında uygulanmıştır.



Şekil 4. C-oranının 5000 saniye süresince değişimi.

EA pilleri için bir diğer önemli kıstas ise pilin doluluk oranı gösteren *SoC* değeridir. Bu değer 1 için pilin tam dolu olduğu durumu, 0 için ise pilin tamamen boş olduğu durumu göstermektedir. C-oranına bağlı *SoC* değişiminin çözüm süresi boyuncaki değişimi Şekil 5' te verilmiştir.



Şekil 5. *SoC* değerinin 5000 saniye süresince değişimi.

BULGULAR ve TARTIŞMA

Çözüm Ağı Bağımsızlık Çalışması

Sayısal çalışmalarda öncelikle çözüm alanının ağ sayısından bağımsız olması sağlanmıştır. Çözüm ağından bağımsızlık çalışması beş farklı çözüm ağında gerçekleştirilmiştir. Bağımsızlık çalışması, bataryadaki ortalama 5000. saniyedeki sıcaklık için yapılmıştır. Sıcaklık değişiminin derece (ºC) cinsinden %1'in altında olduğu durumdaki çözüm ağı sayısı yeterli kabul edilmiştir. Tablo 4' te elde edilen sıcaklık verileri gösterilmiştir.
Belirlenen ağ bağımsızlığı çalışmasındaki ağ yapısı özellikleriyle Senaryo 1 için uygulanmış (846.291 elemanlı), ve soğutma kanalının dahil olduğu senaryolar için benzer ağ yapıları oluşturulmuş ve ağ yapısı sayısı 1.076.236 olarak elde edilmiştir.

Tablo 4. Ağ yapısı bağımsılığı çalışmaları.

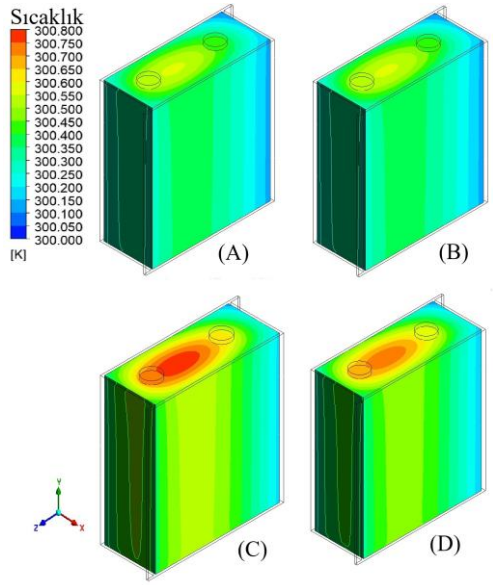
Ağ yapısı Sayısı	Ortalama pil sıcaklığı (K)	Hata (%)
583.229	316,544	3,335
701.365	317,126	2,038
846.291	318,026	0,033
1.076.236	318,032	0,020
1.379.402	318,041	0,000

Sayısal Çözümler

Bu çalışma kapsamındaki sayısal çalışmalar iki farklı geometri için 5 farklı seneryo için uygulanmıştır, Tüm çözümlemeler ikinci mertebeden Multi-Scale MultiDimensional Module (MSMD) denklemleriyle ve yüksek hassasiyet ile çözülmüştür,

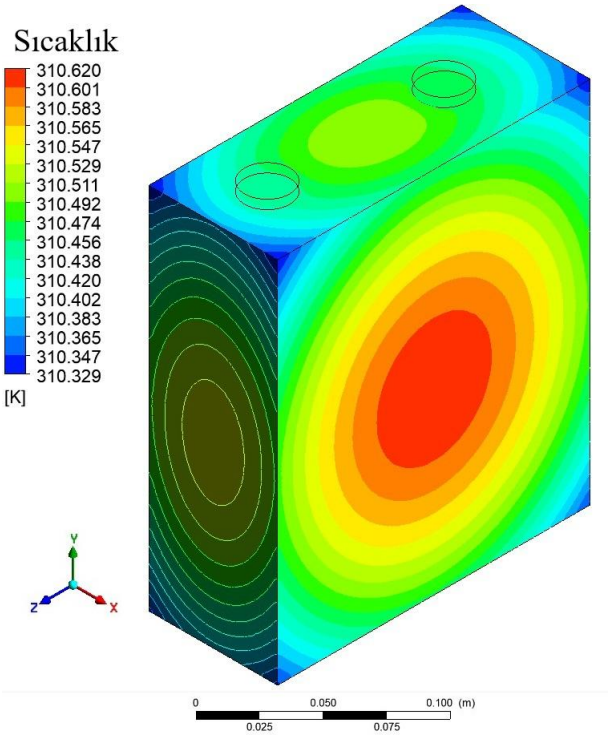
Çözümlemeler her 100 saniye için kaydedilmiş olup, sıcaklık konturları ve sıcaklığın zamana bağlı grafikleri verilmiştir. Pilin başlangıçtaki *SoC* değeri 1, yani tamamen dolu pil için çözümlemeler başlamıştır. Çözümlemeler 5000 saniye boyunca gerçekleştirilmiştir.

Soğutma kanalı kullanılan senaryolar için 4000 saniyedeki pil üzerindeki sıcaklık konturları Şekil 6'da verilmiştir, Bu durumda soğutma akış hızı 400 saniye boyunca sıfırdır. Sistem *1C* kapasitesince şarj olma durumundadır, Sıcaklık konturları akışkan giriş sıcaklığı olan 300 K ila 300,8 K arasında değişmektedir, Tüm senaryolar için pillerin çıkış yönünde sıcaklıklar artmakta olup, çıkış kısmında akışın birleştiği bölgelerde tekrar azalma gözlenmektedir. En yüksek sıcaklık konturları pilin pozitif ve negatif kutbu arasındaki bölgelerde görülmektedir. Bunun sebebi, soğutucu akışkanın pilin üst ve alt bölgelerine etki etmemesindendir. Düşük sıcaklık konturları Senaryo 4 ve 5 için elde edilmiştir ve birbirlerine çok benzerdirler. Aynı şekilde, Senaryo 2 ve 3 içinde benzer konturlar elde edilmiş olup, diğer senaryolara göre sıcaklıklar daha yüksektir.



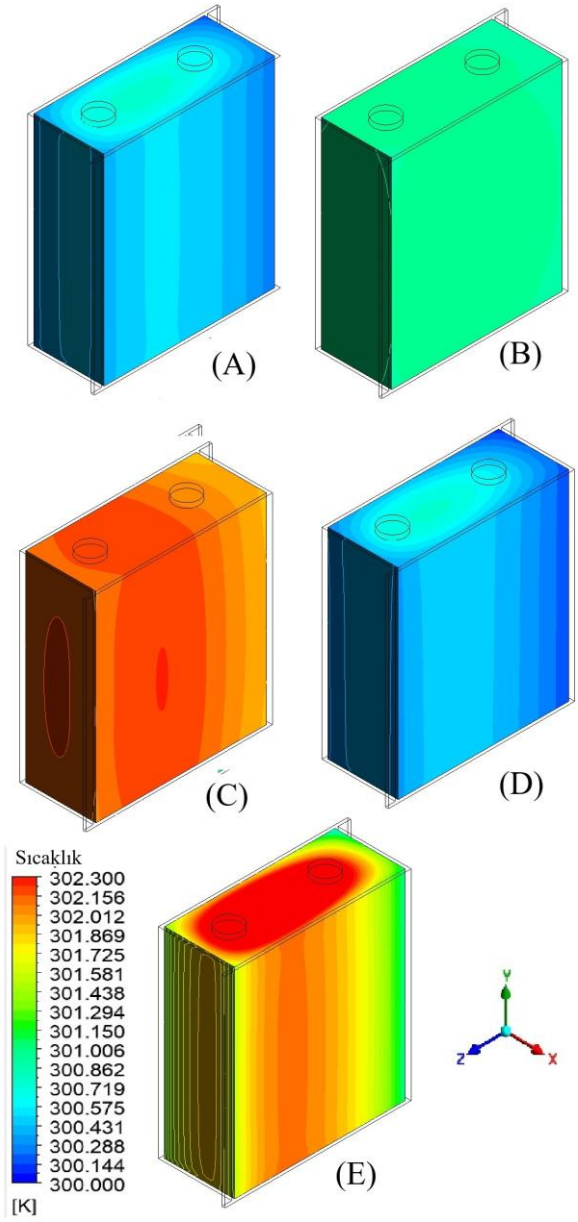
Şekil 6, 4,000 saniyedeki pil sıcaklık konturları; (A) Seneryo 5, (B) Seneryo 4, (C) Seneryo 3, (D) Seneryo 2,

Soğutma kanalı kullanılmayan senaryo 1 için 4000 saniyedeki pil üzerindeki sıcaklık konturları Şekil 7'de verilmiştir. Sistem 1C kapasitesince şarj olma durumundadır. Sıcaklık konturları 310 K civarındadır. Sıcaklık değerinin diğer senaryolara kıyasla çok yüksek olması sebebiyle diğer senaryolar ile birlikte verilememiştir. Sıcaklık konturları pilin merkezinde en yüksek olmak üzere dairesel ve eşit şekilde dağılım gösterdiği gözlenmektedir. Bu da diğer senaryolar için soğutma kanalının pozitif etkisini açıklamaktadır.



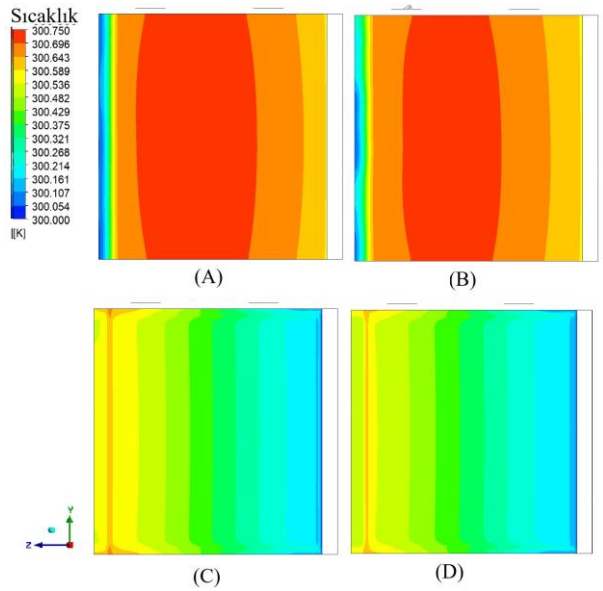
Şekil 7, 4000 saniyedeki Senaryo 1 için pil sıcaklık konturları,

Şekil 8'de Senaryo 5 için zamana bağlı sıcaklık dağılımları verilmiştir. Şekil 10 (A)' da sıcaklık konturları 3C deşarj olma durumunun 200, saniyesinde olmasına rağmen düşük olarak elde edilmiştir. Şekil 10 (B) 'de sıcaklık konturları 1C ile şarj olma durumu uzun süredir sürmekte olup, herhangi bir akışın olmaması sebebbiyle lineer bir şekilde elde edilmiştir. Pilin tamamı yaklaşık 301 K sıcaklığındadır. Şekil 10 (C)'de sıcaklık değerleri 2C şarj durumunda olmasına rağmen çok yüksektir. Bunun temel sebebi 6C ile deşarj durumundan yeni çıkılmış olmasıdır. Soğutma kanalında akış olmamasına rağmen akış etkisi sistemde gözükmektedir. Sıcaklık yoğunluğu hafif daireseldir. Şekil 10 (D)' da sistem 1C ile deşarj olmaktadır. Deşarjın yeni başlaması sebebiyle sıcaklık değerleri soğutmanın da etkisiyle düşüktür. Şekil 10 (E)'de konturların yüksek sıcaklık değerlerinde çıkmasının sebebi 6C ile uzun süreli deşarjın devam etmesidir. Soğutma efektleri bu durumda çok net anlaşılmaktadır.



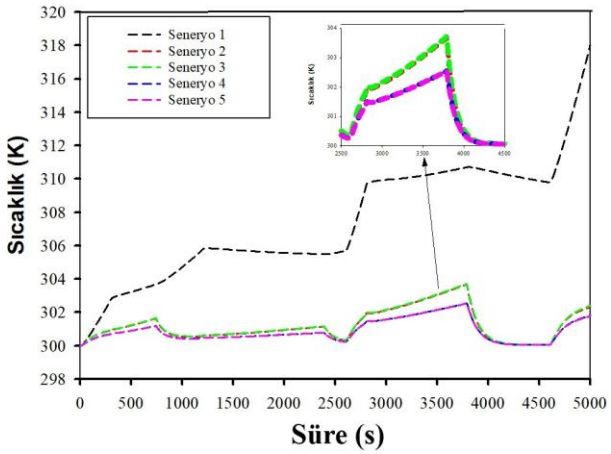
Şekil 8, Senaryo 5 için için pil sıcaklık konturları; (A) 1000 saniye, (B) 2000 saniye, (C) 3000 saniye, (D) 4000 saniye, (E) 5000 saniye,

Soğutma sıvısının sıcaklık değişimini görmek için çıkışın orta kesitinde z- yönünde kanal kesilmiş, ve düzlem oluşturulmuştur. Şekil 9' da bu düzlem üzerinden alınan sıcaklık konturları verilmiştir. Senaryo 5 için en yüksek sıcaklık değerleri elde edilmiştir. Seneryo 4 içinde benzer sıcaklık değişimleri elde edilmesine rağmen, yüksek sıcaklık alanları daha düşüktür. Senaryo 3 ve Senaryo 2 için ise benzer konturlar elde edilmiştir. Nanoakışkanın düşük hacimsel konsantrasyonunun akışın gelişimi üzerinde yüksek bir etkiye yol açmadığı belirlenmiştir.



Şekil 9, 2000 saniyedeki soğutma sıvısının sıcaklık konturları; (A) Seneryo 5, (B) Seneryo 4, (C) Seneryo 3, (D) Seneryo 2

Şekil 10'da 5000 saniye boyunca bataryalarda oluşan ortalama sıcaklıklar verilmiştir. Senaryo 1'de soğutma olmadan sıcaklığın zaman içinde sürekli artmasına neden olmuştur. Öte yandan 5000 saniye sonunda yaklaşık 318 K sıcaklık elde edilmiştir. Diğer senaryolar için benzer sıcaklık eğrileri gözlenmektedir. Senaryo 5 ve Senaryo 4'de Senaryo 1 ve Senaryo 2'ye göre yaklaşık %2 daha düşük sıcaklık elde edilmiştir.



Şekil 10, Tüm senaryolar için 5000 saniye boyunca sıcaklık değişimi,

SONUÇLAR

Tek bir prizmatik pil ve pili saran soğutma kanalı için 5 farklı akış durumu için sonuçlar 5000 saniye boyunca analiz edilmiştir. Elde edilen sonuçlar şu şekildedir;

Sıvı soğutmalı sistemin kullanılmadığı Senaryo 1 için en yüksek sıcaklık ortam sıcaklığından yaklaşık 291.15 K' dir. Bu sıcaklığa 5000 saniyede ulaşılmıştır. Diğer senaryolar için ise en yüksek sıcaklık değerleri 3800 saniyede elde edilmiştir. Bu değerler Senaryo 2 için 303,7 K, Senaryo 3 için 303,68 K, Senaryo 4 ve Senaryo 5 için ise 302,5 K'dir. 3800 saniyede sistem 2C ile uzun süreli şarj durumda ve soğutma kanalında akış yoktur.

Sistem 5000 saniye boyunca genel olarak incelendiğinde sıcaklıklar arasında büyük farklar olmamakla birlikte Senaryo 5, Senaryo 4'e göre ortalama 0,1 ºC daha düşük, Senaryo 3'e göre 1,3 ºC daha düşük ve Senaryo 2'ye göre ise 1,5 ºC düşük olarak elde edilmiştir,

Çalışma sonuçlarında, soğutma kanalının kullanımının pilin soğutması üzerindeki etkisi çok büyük olduğu anlaşılmıştır. Al_2O_3-H_2O nanoakışkanının düşük derişimlerde kullanımının soğutma sistemine sıcaklığına yaklaşık %2 katkı sağladığı gözlenmiştir.

Bu çalışma ile, gelecekte pek çok pil ile seri bağlı olarak yapılacak çalışmalar için önemli veriler elde edilmiş olup, sıvı soğutmanın pil sıcaklığını düşürmede önemli bir katkı sağladığı tekrar vurgulanmıştır.

KAYNAKLAR

Abdelbaky, M,, Peeters, J, R,, & Dewulf, W, (2021), On the influence of second use, future battery technologies, and battery lifetime on the maximum recycled content of future electric vehicle batteries in Europe, Waste Management, 125, 1–9, https://doi,org/10,1016/j,wasman,2021,02,032

ANSYS FLUENT Theory Guide, (2011), 15317(November), 724–746,

Chen, D,, Jiang, J,, Kim, G, H,, Yang, C,, & Pesaran, A, (2016), Comparison of different cooling methods for lithium ion battery cells, Applied Thermal Engineering, 94, 846–854, https://doi,org/10,1016/j,applthermaleng,2015,10,015

Chen, H,, Song, Z,, Zhao, X,, Zhang, T,, Pei, P,, & Liang, C, (2018), A review of durability test protocols of the proton exchange membrane fuel cells for vehicle, In Applied Energy (Vol, 224, pp, 289–299), Elsevier Ltd, https://doi,org/10,1016/j,apenergy,2018,04,050

Chen, M,, & Rincon-Mora, G, A, (2006), Accurate Electrical Battery Model Capable of Predicting Runtime and I–V Performance, IEEE TRANSACTIONS ON ENERGY CONVERSION, 21(2), 504–511,

Dixon, J,, Bukhsh, W,, Edmunds, C,, & Bell, K, (2020), Scheduling electric vehicle charging to minimise carbon emissions and wind curtailment, Renewable Energy, 161, 1072–1091, https://doi,org/10,1016/j,renene,2020,07,017

El Idi, M, M,, Karkri, M,, & Abdou Tankari, M, (2021), A passive thermal management system of Li-ion

batteries using PCM composites: Experimental and numerical investigations, International Journal of Heat and Mass Transfer, 169, https://doi,org/10,1016/j,ijheatmasstransfer,2020,120894

Gursoy, E,, Pazarlıoğlu H,K,, Gürdal M,, Gedik E,, Arslan K, (2024), Parametric analysis of different Al2O3 nanoparticle shapes and expansion angles for sudden expanded tube regarding the first law of thermodynamics, International Journal of Thermal Sciences, 197, 108759,

https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2023.108759

Hu, H,, & Zhang, Y, (2021), An empirical research of the mechanism from electric vehicle production to charging station R&D in China, Processes, 9(8), 1–10, https://doi,org/10,3390/pr9081407

Ianniciello, L,, Biwolé, P, H,, & Achard, P, (2018), Electric vehicles batteries thermal management systems employing phase change materials, Journal of Power Sources, 378(October 2017), 383–403, https://doi,org/10,1016/j,jpowsour,2017,12,071

Jilte, R,, Afzal, A,, Ağbulut, Ü,, Shaik, S,, Khan, S, A,, Linul, E,, & Asif, M, (2023), Battery thermal management of a novel helical channeled cylindrical Li-ion battery with nanofluid and hybrid nanoparticle-enhanced phase change material, International Journal of Heat and Mass Transfer, 216(January), https://doi,org/10,1016/j,ijheatmasstransfer,2023,124547

Jorgensen, K, (2008), Technologies for electric, hybrid and hydrogen vehicles: Electricity from renewable energy sources in transport, Utilities Policy, 16(2), 72–79, https://doi,org/10,1016/j,jup,2007,11,005

Kaya, H,, Alkasem, M,, & Arslan, K, (2020), Effect of nanoparticle shape of Al2O3/Pure Water nanofluid on evacuated U-Tube solar collector efficiency, Renewable Energy, 162, 267–284, https://doi,org/10,1016/j,renene,2020,08,039

Lailler, P,, Zaninotto, F,, Nivet, S,, Torcheux, L,, Sarrau, J, F,, Vaurijoux, J, P,, & Devilliers, D, (1999), Study of the softening of the positive active-mass in valve-regulated lead-acid batteries for electric-vehicle applications, Journal of Power Sources, 78(1), 204–213, https://doi,org/10,1016/S0378-7753(99)00038-5

Li, X,, Zhao, J,, Duan, J,, Panchal, S,, Yuan, J,, Fraser, R,, Fowler, M,, & Chen, M, (2022), Simulation of cooling plate effect on a battery module with different channel arrangement, Journal of Energy Storage, 49, https://doi,org/10,1016/j,est,2022,104113

Luo, J,, Zou, D,, Wang, Y,, Wang, S,, & Huang, L, (2022), Battery thermal management systems (BTMs) based on phase change material (PCM): A comprehensive review, In Chemical Engineering Journal (Vol, 430), Elsevier B,V, https://doi,org/10,1016/j,cej,2021,132741

Nur Halimah, P,, Rahardian, S,, & Budiman, B, A, (2019), Battery Cells for Electric Vehicles, International Journal of Sustainable Transportation Technology, 2(2), 54–57, https://doi,org/10,31427/ijstt,2019,2,2,3

Panchal, S,, Dincer, I,, Agelin-Chaab, M,, Fowler, M,, & Fraser, R, (2017), Uneven temperature and voltage distributions due to rapid discharge rates and different boundary conditions for series-connected LiFePO4 batteries, International Communications in Heat and Mass Transfer, 81, 210–217, https://doi,org/10,1016/j,icheatmasstransfer,2016,12,026

Rana, S,, Zahid, H,, Kumar, R,, Bharj, R, S,, Rathore, P, K, S,, & Ali, H, M, (2024), Lithium-ion battery thermal management system using MWCNT-based nanofluid flowing through parallel distributed channels: An experimental investigation, Journal of Energy Storage, 81(September 2023), 110372, https://doi,org/10,1016/j,est,2023,110372

Rao, Z,, Qian, Z,, Kuang, Y,, & Li, Y, (2017), Thermal performance of liquid cooling based thermal management system for cylindrical lithium-ion battery module with variable contact surface, Applied Thermal Engineering, 123, 1514–1522, https://doi,org/10,1016/j,applthermaleng,2017,06,059

Versteeg, H, K,, & Malalasekera, W, (2007), An introduction to computational fluid dynamics: The finite volume method, Pearson education,

Wang, M,, Wang, Y,, Chen, L,, Yang, Y,, & Li, X, (2021), Carbon emission of energy consumption of the electric vehicle development scenario, Environmental Science and Pollution Research, 28(31), 42401–42413, https://doi,org/10,1007/s11356-021-13632-z

Zhao, Y,, Zou, B,, Ding, J,, & Ding, Y, (2023), Experimental and numerical investigation of a hybrid battery thermal management system based on copper foam-paraffin composite phase change material and liquid cooling, Applied Thermal Engineering, 218(July 2022), https://doi,org/10,1016/j,applthermaleng,2022,119312

NANOAKIŞKAN KULLANARAK DALGALI SERPANTİN MİKROKANALLI ISI DEĞİŞTİRİCİLERİNİN GRADYAN TABANLI GEOMETRİ OPTİMİZASYONU

Mehmet YANARDAĞ [1,2], Prof. Dr. Oğuz TURGUT[1], Dr. Süleyman Emre AK[2]
[1]Gazi Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü,
Ankara, mehmet.yanardag@numesys.com.tr, oturgut@gazi.edu.tr
[2]Numesys İleri Mühendislik A.Ş., Ankara, emre.ak@numesys.com.tr

Özet: Mikrokanallı ısı değiştiricileri, boyut ve yüksek ısı transfer kapasiteleri avantajları sayesinde geniş bir uygulama alanına sahiptir. Bu çalışmada, dalgalı serpantin yapısına sahip bir mikrokanallı ısı değiştiricisinin ısıl performansı, türbülanslı akış şartları altında sayısal olarak incelenmiştir. Akışkan olarak saf su ile %5 hacimsel yüzde oranında (HYO) Al_2O_3-su nanoakışkanı kullanılmıştır. Sayısal analizler, ANSYS Fluent paket programı kullanılarak, 1 mm×1 mm kanal kesitine sahip bir geometri üzerinde gerçekleştirilmiştir. Akışkana üniform hızla giriş (21°C), çıkışta atmosfere deşarj, kanalın alt yüzeyinde sabit sıcaklık (T_s=50°C) ve diğer yüzeylerde yalıtım sınır şartları uygulanmıştır. Çalışma, Re=300 ile Re=2500 aralığında 9 farklı Reynolds sayısı değeri için gerçekleştirilmiştir.
Gerçekleştirilen gradyan (gradient) tabanlı optimizasyon analizleri sonucunda, dalgalı serpantin mikrokanallı ısı değiştiricisinde hem hidrodinamik hem de ısıl performansında iyileşmeler elde edilmiştir. Optimizasyon hedefi olarak basınç farkını azaltmaya yönelik bir amaç belirlenmiş ve bu doğrultuda eşlenik çözücü (Adjoint Solver) kullanılarak şekil optimizasyonu yapılmıştır. Yapılan incelemelerde, optimizasyon sonucunda elde edilen yeni geometrinin, hedeflenen basınç farkı azalmasının yanı sıra, ısıl performansı da artıracak yönde etkilediği tespit edilmiştir. Basınç kayıplarında belirgin azalmalar gözlemlenmiştir: Re=2500 koşulunda basınç farkında su için %38,9, %5 HYO Al_2O_3-su nanoakışkanı için %37,8 oranında bir azalma hesaplanmıştır. Düşük Reynolds sayısı olan Re=300'de basınç farkında su için %26,7 ve nanoakışkan için %13,1'lik düşüşler kaydedilmiştir. Isı transferi performansında ise su için Re=2500'de %11,4'lük bir Nusselt sayısı artışı elde edilmiştir. %5 Al_2O_3-su nanoakışkanının kullanımı, özellikle düşük Reynolds sayılarında (Re=300'de %24,1'lik en yüksek artış) ısı transferini önemli ölçüde artırırken, Re=2500'de %7'lik bir artış sağlamıştır. Genel olarak, yapılan bu optimizasyon çalışması, sistemin enerji verimliliğini ve ısı transferi etkinliğini eş zamanlı olarak artırarak, mikrokanallı ısı değiştiricilerinin potansiyelini güçlendirmiştir.
Anahtar kelimeler: Mikrokanallı Isı Değiştirici, Nanoakışkan, Isı Transferi, Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD).

GRADİENT-BASED GEOMETRY OPTİMİZATİON OF WAVY SERPENTİNE MİCROCHANNEL HEAT EXCHANGERS USİNG NANOFLUİDS

Abstract: Microchannel heat exchangers possess a wide range of applications due to their advantages in compact size and high heat transfer capacity. In this study, the thermal performance of a wavy serpentine microchannel heat exchanger was numerically investigated under turbulent flow conditions. Pure water and Al_2O_3-water nanofluid with a 5% volume percentage (HYO) were utilized as working fluids. Numerical analyses were conducted using the ANSYS Fluent software package on a geometry featuring a 1 mm×1 mm channel cross-section. Boundary conditions included a uniform velocity inlet (21∘C), atmospheric discharge at the outlet, a constant temperature boundary condition (Ts =50∘C) on the bottom surface of the channel, and insulation on other surfaces. The study was performed for 9 different Reynolds number (Re) values ranging from Re=300 to Re=2500.
As a result of the conducted gradient-based optimization analyses, significant improvements were achieved in both the hydrodynamic and thermal performance of the wavy serpentine microchannel heat exchanger. An optimization objective was set to reduce the pressure difference, and shape optimization was performed in this direction using an eşlenik solver. Examinations revealed that the new geometry, resulting from the optimization, positively impacted thermal performance in addition to the targeted pressure difference reduction.Notable reductions in pressure losses were observed: at Re=2500, a 38.9% decrease in pressure difference was calculated for water, and a 37.8% decrease for 5% HYO Al_2O_3-water nanofluid. Even at the lower Reynolds number of Re=300, pressure difference reductions of 26.7% for water and 13.1% for the nanofluid were recorded. In terms of heat transfer performance, an 11.4% increase in the Nusselt number was obtained for water at Re=2500. The use of 5% Al_2O_3-water nanofluid significantly increased heat transfer, especially at lower Reynolds numbers (achieving the highest increase of 24.1% at Re=300), while providing a 7% increase at Re=2500. Overall, this optimization study concurrently enhanced the system's energy efficiency and heat transfer effectiveness, thereby strengthening the potential of microchannel heat exchangers.

Keywords: Microchannel Heat Exchanger, Nanofluid, Heat Transfer, Computational Fluid Dynamics (CFD)

GİRİŞ

Günümüzde, sürekli gelişen ihtiyaçları karşılamak adına tasarımların optimum düzeyde performans sergilemesi kaçınılmaz bir gereklilik haline gelmiştir. Bu doğrultuda, karmaşık yapıların sayısal analizlerinde çözümler üretmek için sayısal optimizasyon yöntemleri etkin bir şekilde kullanılmaktadır. Bu optimizasyon yaklaşımlarından hem mühendislik süresi hem de kaynak kullanımı açısından yüksek verimlilik sağlamaları beklenmektedir. Son yıllardaki sayısal hesaplama yöntemlerindeki ilerlemelerle birlikte, karmaşık yapıların optimizasyon hesaplamalarındaki verimlilik de paralel olarak artış göstermektedir.

Optimizasyon yöntemleri, temel olarak iki ana başlığa ayrılır: gradyansız yöntemler ve gradyan tabanlı yöntemler. Gradyansız yöntemler, en uygun çözümü amacıyla amaç fonksiyonunun türevlerini veya hassasiyet bilgilerini kullanmazken; gradyan tabanlı yaklaşımlar, optimal bir çözüme ulaşmak amacıyla amaç fonksiyonunun hassasiyetinden yararlanır.

Gradyansız yöntemler, genellikle gradyan tabanlı yöntemlere kıyasla daha fazla hesaplama kaynağı gerektirdiğinden, işlemsel olarak daha maliyetlidir. Bununla birlikte, amaç fonksiyonunun tanımlanmasının veya türevlerinin hesaplanmasının zor olduğu problemlerde gradyansız yöntemler tercih edilmektedir. Eğer amaç fonksiyonu açıkça tanımlanabiliyor ve türevleri hesaplanabiliyorsa, gradyan tabanlı optimizasyon çalışmaları daha az maliyetli ve daha verimli sayısal çözümler sunar.

Gradyan tabanlı optimizasyon, sonlu fark ve eşlenik yöntemleri olarak iki bölüme ayrılır. Sonlu farklar yöntemi hassasiyet hesaplamak için çok sayıda optimizasyon örnek uzayında akış simülasyonuna ihtiyaç duyar. Hassasiyet hesaplaması için tasarım parametrelerin sonlu adımlarla bağımsız bozarak yapar. Bu durumda, tasarım parametresi artıkça optimizasyon örnek uzayında akış analizine ihtiyaç duyulacağından hesaplama maliyetleri ve çözümleri artmaktadır. Eşlenik yöntemi ise geleneksel optimizasyon yöntemlerinin kabiliyetlerini barındıran ancak minimum kaynak ihtiyacı duyan bir yöntemdir (Kenway vd., 2019)
Günümüzde nanoakışkanlar, kaydedilen bilimsel ve teknolojik gelişmeler sayesinde geleneksel ısı transfer akışkanlarının yerini almaya başlamıştır. Philip ve Shima (2012) tarafından yapılan çalışmalar da bu durumu desteklemektedir; araştırmaları, ısıl iletkenlik katsayıları yüksek nano boyutlu metallerle hazırlanan koloidal dispersiyonların, geleneksel ısı transferi sıvılarının (su, etilen glikol vb.) ısıl iletkenliğiyle karşılaştırıldığında önemli ölçüde arttığını açıkça göstermiştir. Bu bağlamda, nanoakışkanların mikrokanallı ısı değiştiricilerinde kullanılması hem ısıl performansın artırılması hem de enerji verimliliğinin sağlanması açısından büyük bir potansiyel sunmaktadır.

Literatürdeki kapsamlı incelemeler, endüstriyel ürünlerin ısıl sistem performansını artırma ve enerji verimliliği sağlama hedefiyle nanoakışkanların kullanımına odaklanan çeşitli araştırmaların yapıldığını ortaya koymaktadır. Xie vd. (2002), nano boyutlardaki Al_2O_3 süspansiyonlarının akışkanın ısıl iletkenliğini deneysel olarak incelemişlerdir. Chein ve Huang (2005), mikrokanallı ısı değiştiricilerinde Cu partiküllü nanoakışkanlar ile geleneksel akışkanların ısı transferi etkisi ve sürtünme katsayısı arasındaki farkı teorik modellere ve deneysel korelasyonlara dayanarak analiz etmişlerdir. Chon vd. (2005), Al_2O_3-su nanoakışkanının ısıl iletkenlik özelliği için sıcaklığa ve partikül nominal çapına bağlı deneysel korelasyonlar sunmuşlardır. Namburu vd. (2009), dairesel bir kanala sabit ısı akısı uygulayarak üç farklı nanoakışkan (CuO, Al_2O_3, SiO_2) için ısıl ve hidrolik performansı sayısal olarak araştırmışlardır. Gunnasegaran vd. (2010), kare, yamuk ve üçgen geometrisine sahip üç farklı kanalın geometrik parametrelerini su kullanarak sayısal olarak incelemişlerdir. Sui vd. (2010), üç boyutlu kare kesit alanına sahip dalgalı mikrokanallı bir yapıyı sayısal olarak analiz etmişlerdir. Chai vd. (2011), geleneksel düz kare kesitli mikrokanal ısı değiştiricileri ile yelpaze şeklindeki girintili iç duvar yapısına sahip mikrokanallı ısı değiştiricilerinin ısıl ve hidrodinamik performansını sayısal olarak karşılaştırmışlardır. Mohammed vd. (2011), üç farklı kanal şeklinin mikrokanallı ısı değiştiricilerindeki ısıl ve hidrolik performansını sayısal olarak değerlendirmişlerdir. Dehghan vd. (2015) tarafından yapılan çalışmada, kanal yüzeyinde konik yapılar bulunan mikrokanal ısı değiştiricisinin laminar akış rejimindeki ısıl ve hidrodinamik performansı sayısal olarak incelenmiştir. Altaf vd (2023), difüzör içerisinde basınç kaybını azaltmak amacıyla, eşlenik çözücüsü kullanarak bir şekil optimizasyon çalışması gerçekleştirmişlerdir. Yanardağ ve Turgut (2023) çalışmasında dalgalı ve düz serpantin yapısının ısıl ve hidrodinamik etkisini karşılaştırmıştır. Dalgalı serpantin yapının ısıl performasının düze serpantine yapıya göre yüksek olduğu belirlenmiştir. Dalgalı yapı üzerinden farklı hacimsel oranlarda Al_2O_3-su nano akışkanı kullanarak ısıl ve hidromik performans incelenmiştir.

Bu çalışmalar, nanoakışkanların ve farklı mikrokanal geometrilerinin ısıl sistemlerdeki potansiyelini ortaya koyan kapsamlı araştırmalar sunmaktadır. Yapılan incelemeler sonucunda, mikrokanallı ısı değiştiricilerde nanoakışkanların fiziksel etkileri sayesinde ısıl performansın arttığı, ancak bununla birlikte basınç farkı üzerinde de artış eğilimi görüldüğü tespit edilmiştir.

EŞLENİK ÇÖZÜCÜSÜ KULLANILARAK GRADYAN TABANLI OPTİMİZASYON

Eşlenik çözücüsü geleneksel akış çözücülerin analiz kapsamını genişleterek, akış tabanlı sistemin performansı etkileyen detaylı hassasiyet verileri sağlayan sayısal optimizasyon yöntemidir Bir akış çözümü için çözücüye,

geometri, malzeme özellikleri, fiziksel modeller ve sınır şartları gibi sayısal ağ yapısıyla ilgili bilgiler tanımlanır. Sayısal çözüm tamamladığında akış durumunu detaylandıran veriler sunar ve performansı değerlendirilir.

Problemin herhangi bir parametresinde yapılacak değişiklik hesaplama sonucunu değiştirebilir. Elde edilen çözümün ne denli değişeceği, akışın ilgili parametreye gösterdiği duyarlılıkla orantılıdır. Bu duyarlılık, çözüm verisinin söz konusu parametreye göre türevi aracılığıyla nicel olarak ifade edilir ve bu türevlerin belirlenmesi süreci hassasiyet analizi (sensitivity *analysis*) olarak adlandırılır.

Gradyan tabanlı şekil ve türbülans modeli optimizasyonlarında kritik bir gereksinim olan hassasiyet verilerini sağlaması nedeniyle, eşlenik çözücüler, tasarım optimizasyonunda etkili bir mühendislik aracı olarak öne çıkmaktadır.

Eşlenik çözücüsü sürekli (Continuous) ve ayrık (discrete) olarak ikiye ayrılır. Sürekli eşlenik yöntemi, akışkan denklemlerinin sürekli matematiksel formları üzerinden türetilirken, ayrık eşlenik yöntemi doğrudan akış çözücüsünün kullandığı ayrıklaştırılmış denklemler üzerine kuruludur. Bu temel fark nedeniyle, sürekli yöntem matematiksel olarak daha esnek olsa da ayrık yöntem uygulamalarda doğruluk ve tutarlılık sunar, çünkü doğrudan çözüm algoritmasıyla uyumludur. Ansys Fluent eşlenik çözücüsü için ayrık eşlenik yaklaşım kullanılmıştır (ANSYS Fluent Theory Guide, 2025).

Eşlenik Çözücü

Kamat vd. (2020) tarafından da kullanılan akışkan sistemi için eşlenik çözücü denklemleri, aşağıdaki şekilde ifade edilebilir;

$$\boldsymbol{R_i^{\mu}(q^{v}, x^{l}) = 0} \quad (1)$$

Burada q^{v}, v. hücredeki akışın durumunu temsil ederken, x^{l} ise örgüdeki *l*. düğümün konum koordinatını belirtmektedir.

Sistemin gözlemlenebilir özelliği J, sadece tasarımın performansını değil, aynı zamanda geometri değişikliklerinin büyüklüğü gibi faktörleri de dikkate alır, akış durumuna ve geometriye bağlı olup, şu denklemle formüle edilir:

$$\boldsymbol{J = J(q^{v}, x^{l})} \quad (2)$$

Eşlenik çözümü bulmak amacıyla aşağıdaki eşlenik denklemi çözebiliriz:

$$\boldsymbol{\frac{\partial R_i^{\mu}}{\partial q_j^{v}} \widetilde{q_i^{\mu}} = -\frac{\partial J}{\partial q_j^{v}}} \quad (3)$$

Bu ifadede, tekrarlanan indeksler için Einstein toplam kuralı uygulanmaktadır. Eşlenik çözüm bulunduktan sonra, gözlemlenebilir değişim, şekil değişiklikleriyle ve sınır koşullarıyla doğrudan ilişkilendirilebilir:

$$\boldsymbol{\Delta J = \widetilde{W}_i \Delta x_i^{l}} \quad (4)$$

Burada $\widetilde{W}_i$ şu şekilde tanımlanır:

$$\boldsymbol{\widetilde{W}_{\iota} = \frac{\partial J}{\partial x_i^{l}} - \frac{\partial R_i^{\mu}}{\partial x_i^{l}} \widetilde{q_j^{\mu}}} \quad (5)$$

l. düğümün *i*. koordinatına göre olan türevini temsil etmektedir.

Ağ Morflama (Mesh Morphing)

Burada u,v∈[0,1]. Tasarım bölgesi içindeki ağ düğümünün yer değiştirmesi, bitişik duyarlılık alanını (eşlenik sensitivity field) yumuşatmada etkili olmaları nedeniyle Bernstein polinomları tarafından tanımlanır:

$$\boldsymbol{\Delta x_i^{l} = \Delta \eta_j^{l} B_{j,N_p}(u^{v}) B_{k,N_p}(v^{v})} \quad (6)$$

Burada $B_{j,Nu}(u)$, N dereceli *j*. Bernstein polinomunu ve $\Delta\eta_{jk}i$, *i*. koordinat yönündeki Bernstein polinomları ile ilişkili (j,k). kontrol noktasının yer değiştirmesini ifade eder.

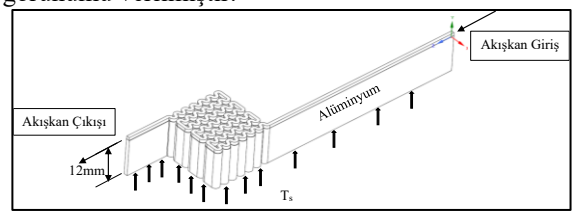
$$\boldsymbol{\Delta J = \lambda_m \widetilde{w_i^{m}} \Delta x_i^{l} + \lambda\left(\Lambda - \left(\Delta \eta_j^{l}\right)^2\right)} \quad (7)$$

Burada $\widetilde{W_i^{m}}$, m. gözlemlenebilir ile ilişkili şekil duyarlılığını; λm, m. gözlemlenebilirin ağırlığını ve Λ, serbest form deformasyonunun kullanıcı tarafından belirlenen ölçeğini ifade eder.

METHOD ve ANALİZ

Problemin Tanıtılması

Bu çalışmada, türbülanslı akış şartlarında mikrokanallı ısı değiştiriciler için dalgalı kanal yapısının ısıl performansı sayısal olarak incelenmiştir. Kullanılan ısı değiştiricisi modeli olarak literatürde (Spizzichino vd., 2020) deneysel çalışması mevcut dalgalı serpantine mikrokanal ısı değiştiricisi alınmıştır. Şekil 1'de dalgalı serpantin mikrokanallı ısı değiştiricisinin izometrik görünümü verilmiştir.

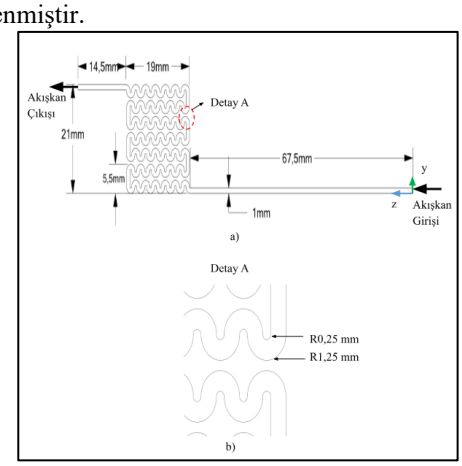


Şekil 1. Dalgalı serpantin mikrokanal ısı değiştirisicinin görünümü

Kullanılan mikrokanallı ısı değiştiricisinin kanal kesiti 1 mm x 1 mm boyutlarındadır. Dalgalı serpantin mikrokanallı ısı değiştiricisin genişliği 21 mm ve uzunluğu (akışkan giriş ve çıkış arasındaki z-eksen uzaklığı) 101 mm'dir. Akışkan kanala z=0'da girmekte ve z=101 mm'de çıkmaktadır. Z=0 da akışkan kanala +z yönünde girmektedir. Isı değiştiricisinin malzemesi alüminyum (Al) olarak belirlenmiştir. Kanalın ısı kaynağı ile arasında H=12 mm yüksekliğinde Al plaka yerleştirilmiştir. Kullanılan Al malzemesinin fiziksel özellikleri şu şekildedir; Yoğunluğu 2719 kg/m3, özgül ısı 871 J/kg·K, ısıl iletkenlik 202,4 W/m·K. Plaka alt yüzeyi Ts=50°C değerinde sabit bir sıcaklıkla ısıtılmıştır. Kanalın geriye kalan üç yüzeyi adyabatik olarak tanımlanmıştır.

Dalgalı mikrokanallı ısı değiştiricisinin yz düzlemindeki görünümü ve boyutları Şekil 3'de verildiği gibidir. +x yönünden bakılmıştır. Dalgalı kanal mikrokanallı ısı

değiştiricisinin giriş kanal uzunluğu 67,5 mm'dir. Dalgalı serpantin bölgesinin yatay toplam uzunluğu 19 mm, dikey serpantin uzunluğu 5,5 mm ve serpantinin toplam dikey uzunluğu 21 mm'dir. Çıkış kanalının uzunluğu ise 14,5 mm olarak belirlenmiştir. Şekil 2'de dalga elemanlarının Detay A görünümü verilmiştir. Dalga elemanlarının iç çapı 0,25 mm ve dış çapı 1,25 mm olarak belirlenmiştir.



Şekil 2. Dalgalı serpantin mikrokanallı ısı değiştiricisinin yz düzlemindeki görünümü (a), Detay A görünümü (b).

Temel Denklemler ve Sınır Şartları

Çalışma sıkıştırılamaz, türbülans akış, kararlı rejim şartlarında, Newtonsel tipi akış için üç boyutlu olarak sabit yüzey sıcaklık uygulanarak gerçekleştirilmiştir. Temel korunum denklemlerinde yer çekimi ve disipasyon ihmal edildiğinde süreklilik, momentum ve enerji denklemleri Kartezyen koordinat sistemine göre aşağıdaki gibidir (ANSYS Fluent Theory Guide, 2025);
Süreklilik denklemi;

$$\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i) = 0 \quad (8)$$

Momentum denklemi;

$$\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i u_j) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\mu\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i}\right)\right] + \frac{\partial}{\partial x_j}(-\underline{\rho u_i' u_j'}) \quad (9)$$

Enerji denklemi;

$$\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_j T) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left(k_{eff}\frac{\partial T}{\partial x_j}\right) \quad (10)$$

Burada ρ akışkan yoğunluğu, T sıcaklık, k_{eff} efektif ısıl iletkenliktir. Yukarıda verilen denklemler türbülans modelinden kaynaklı denklemler ile çözülür. Momentum denkleminde ortalama Reynolds stres $(-\underline{\rho u_i' u_j'})$ ve enerji denkleminde bulunan türbülans ısı akısı $(\rho u_j T)$ türbülans modelleri ile ifade edilmiştir. Reynolds stres terimi aşağıdaki gibi ifade edilir;

$$(-\underline{\rho u_i' u_j'}) = -\rho\frac{2}{3}k\delta_{ij} + \mu_t\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i}\right) \quad (11)$$

Türbülans modelleri

Mevcut çalışmada Standart k-ε, Realizable k-ε ve SST (Shear Stress Transport) k-ω modelleri kullanılmıştır. Bu modeller, türbülanslı akışın özelliklerini tahmin etmek için kullanılan matematiksel yaklaşımlardır. Türbülans modelinden kaynaklı denklemler aşağıda verilmiştir.

Standart k-ε türbülans modeli;
Kinetik enerji denklemi;

$$\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k}\right)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right] - (\underline{\rho u_i' u_j'})\frac{\partial u_j}{\partial x_i} - \rho\varepsilon \quad (12)$$

Disipasyon denklemi;

$$\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho\varepsilon u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon}\right)\frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j}\right] - (C_{1\varepsilon}\frac{\varepsilon}{k}\underline{\rho u_i' u_j'})\frac{\partial u_j}{\partial x_i} - C_{2\varepsilon}\rho\frac{\varepsilon^2}{k} \quad (12)$$

Burada σ_k ve σ_ε terimleri k ve ε için türbülans Prandtl sayısını göstermektedir. μ_t ise türbülans viskozitesini göstermekte olup şu şekilde hesaplanır;

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (13)$$

Standart k-ε türbülans modeli denklemlerindeki türbülans modelinden kaynaklı katsayılar şu şekildedir; $C_{1\varepsilon} = 1{,}44$, $C_{2\varepsilon} = 1{,}92$, $C_\mu = 0{,}09$, $\sigma_k = 1$, $\sigma_\varepsilon = 1{,}3$.

Sınır şartları

Tablo 2'de sayısal çalışmada, süreklilik, momentum, enerji ve türbülans denklemlerinin çözümü için uygun sınır şartları belirlenmiştir. Bu sınır şartları, incelenen akışkanın kanal içindeki davranışını doğru bir şekilde modellemek amacıyla aşağıdaki gibi uygulanmıştır:

Tablo 2. Sınır Şartları

Sınır Şartı Kategorisi	Uygulanan Sınır Şartı
Giriş Şartları	Akışkanın kanala üniform hız ve sıcaklıkta girdiği kabul edilmiştir.
Duvar Isıl Sınır Şartları	Kanalın 21 mm kalınlığındaki alt yüzeyine sabit sıcaklık (T_s=50°C), diğer yüzeylerine ise yalıtım şartı uygulanmıştır.
Duvar Hız Sınır Şartları	Kanal yüzeylerine kaymama sınır şartı uygulanmıştır.
Çıkış Şartları	Kanal çıkışında akışkanın atmosferik şartlara çıktığı kabul edilmiştir.

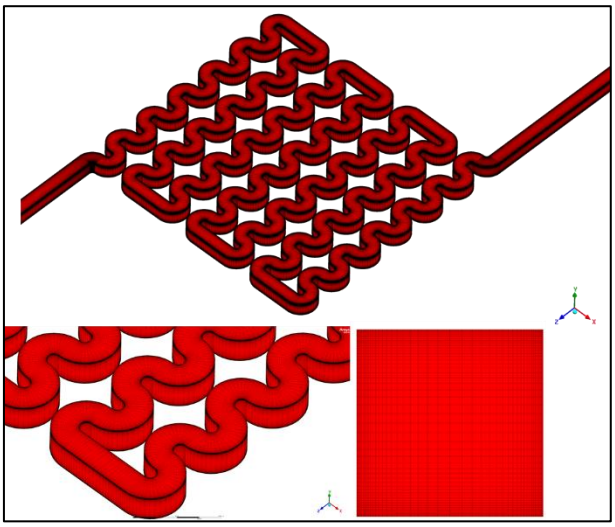
Sayısal Çözüm Ağı Yapısı

Bu çalışmada, dalgalı serpantin mikrokanallı ısı değiştiricisinin nümerik çözümünde altıgen yüzlü (hexahedral) hücre yapısı kullanılmıştır. Şekil 3'de bu hücre yapısının görselleri sunulmuştur.

Yapılan ağ bağımsızlığı analizinde, $9x10^6$ eleman sayısından sonra eleman sayısı artırıldığında elde edilen sonuçlardaki değişimler incelenmiştir:

- Çıkış sıcaklığı için değişim miktarı %0,002 olarak hesaplanmıştır.
- Toplam fark basınç değişimi ise %0,68 olarak bulunmuştur.

Bu düşük değişim oranları, $9x10^6$ eleman sayısının çözümün ağdan bağımsızlığını sağlamak için yeterli olduğunu göstermektedir. Başka bir deyişle, daha fazla eleman kullanmanın çözüm doğruluğuna önemli bir katkısı olmayacağı anlaşılmıştır.



Şekil 3. Dalgalı mikrokanal ısı değiştiricisinin sayısal hücre görselleri

Akışkan Özellikleri ve Kullanılan Formülasyonlar

Nanoakışkanların ısıl iletkenlikleri, temel akışkanlara kıyasla ısı transferi uygulamalarında önemli bir avantaj sağlar. Bu nedenle, nanoakışkanların ısı transferi uygulamalarında etkin bir şekilde kullanılabilmesi için ısıl iletkenlik değerlerinin doğru bir şekilde belirlenmesi kritik öneme sahiptir.

Isıl iletkenliğin yanı sıra, yoğunluk ve özgül ısı gibi diğer ısıl özellikler de nanoakışkanların ısı transferi performansını doğrudan etkileyen önemli parametrelerdir. Bu özellikler, nanoakışkanların ısı taşıma kapasitesini ve ısıl enerji depolama kabiliyetini belirler.

Sonuç olarak, nanoakışkanların ısıl özelliklerinin hassas bir şekilde belirlenmesi ve temel akışkanlarla karşılaştırılması, ısı transferi uygulamalarında verimli bir şekilde kullanılmaları için atılması gereken önemli bir adımdır.

Bu çalışmada kullanılan nanoakışkan için Al_2O_3 metal oksit parçacıklarının ve temel akışkan suyun fiziksel özellikleri Tablo 3'de sunulmuştur.

Tablo 3. Al_2O_3-su nanoakışkanı ve suyun ısıl özellikleri

Malzeme	Yoğunluk (kg/m^3)	Özgül Isı (J/kg·K)	Isıl İletkenlik (W/m·K)
Al_2O_3-su nanoakışkanı	3970	765	237
Su	997,98	4182	0,606

Nanoakışkan Uygulamaları ve Sonuçları

Yanardağ ve Turgut (2023) tarafından aynı dalgalı serpantin yapı için yapılan çalışmada, Al_2O_3-su nanoakışkanı kullanılarak HAD analizleri gerçekleştirilmiştir. Bu analizlerde yedi farklı hacimsel yüzde oranı (HYO %0,1, 0,20, 0,4, 1, 2, 4 ve 5) için sayısal çözümler sonuçları incelenmiştir.

Çalışma sonucunda tespit edilen ana bulgular:

- Termal Performans İyileşmesi: Re=2500 koşulunda, %5 HYO Al_2O_3-su nanoakışkanı kullanıldığında dalgalı serpantin mikrokanallı ısı değiştiricisinin ısı transferi katsayısında %11 oranında iyileşme tespit edilmiştir.
- Basınç Kaybı Artışı: Aynı Re koşulunda, toplam basınç kaybı %138,8 oranında artmıştır.
- Yapılan sayısal çözümlerde, k-ϵ türbülans standart duvar fonksiyonu modelinin kullanılmasıyla, farklı Reynolds (Re) değerlerinde elde edilen sonuçların deney verileriyle kıyaslandığında, bu türbülans modelinin deneysel çalışmaya göre daha az hata oranıyla hesaplama yaptığı tespit edilmiştir.

Bu bulgular, nanoakışkan kullanımının mikrokanallı ısı değiştiricilerinde ısı transferi performansını artırabileceğini, ancak beraberinde önemli bir basınç kaybı artışı getirdiğini göstermektedir. Bu da tasarımlarda termal performans ile pompalama gücü arasında bir denge kurulması gerektiğini vurgulamaktadır.

BULGULAR

Bu çalışmada, Yanardağ ve Turgut (2023) tarafından daha önce gerçekleştirilen araştırmanın devamı niteliğinde bir inceleme yapılmıştır. Özellikle, söz konusu çalışmada kullanılan dalgalı serpantin mikrokanallı yapının optimizasyonu ele alınmıştır.

Dalgalı Serpantin Mikrokanal Isı Değiştiricisinde Optimizasyon Çalışması

Mevcut çalışmada, Al_2O_3-su nanoakışkanı kullanılan dalgalı serpantin yapıdaki mikrokanal ısı değiştiricisinin

hem termal performansını iyileştirmek hem de yüksek basınç kaybı sorununu çözmek amacıyla bir adım atılmıştır. Özellikle, farklı hacimsel oranlardaki nanoakışkan kullanımıyla elde edilen termal iyileşmenin yanı sıra, basınç kaybını azaltmaya yönelik bir gradyan tabanlı optimizasyon süreci uygulanmıştır.

Optimizasyon Hedefi

Bu optimizasyonun temel amacı hem yüksek ısı transferi performansı hem de düşük basınç kaybı sunan, yani genel olarak daha verimli bir mikrokanallı ısı değiştiricisi elde etmektir. Bu, tasarım ve işletme koşullarının dengelenmesini gerektiren kritik bir hedeftir.

Gradyan Tabanlı Optimizer Yaklaşımı: Basınç Kaybı Minimizasyonu

Bu çalışmada, mikrokanal ısı değiştiricisinin performansını artırmak amacıyla basınç kaybını minimuma indirmek hedefiyle bir sayısal optimizasyon yöntemi kullanılmıştır. Optimizasyon süreci, en uygun geometrik konfigürasyonu belirlemek için gelişmiş HAD ve eşlenik çözüm tekniklerini bir araya getirilmiştir.
Gradyan tabanlı bir optimizasyon süreci Tablo.1'de detaylandırılmıştır. Süreç, temel bir başlangıç geometrisinden (Baseline Shape) başlayarak, tasarım değişkenlerinin parametrelendirilmesiyle devam eder. İlk HAD çözümü (Primal CFD Solution) alındıktan sonra, optimizasyon döngüsü başlar. Bu döngüde, Eşlenik çözücü kullanılarak belirlenen amaç fonksiyonlarının dahilinde yeni bir geometri önermek için kullanılır. Yeni geometri, bir ağ dönüştürücü (Mesh Morpher) aracılığıyla güncellenir ve güncellenmiş geometri için tekrar bir HAD çözümü yapılır. Amaç fonksiyonlarının hedeflenen değerlere ulaşıp ulaşmadığı kontrol edilir; eğer ulaşılmamışsa döngü tekrar eder. Amaç fonksiyonları başarıyla karşılandığında, süreç sona erer ve optimize edilmiş geometri (Optimized Shape) elde edilir.

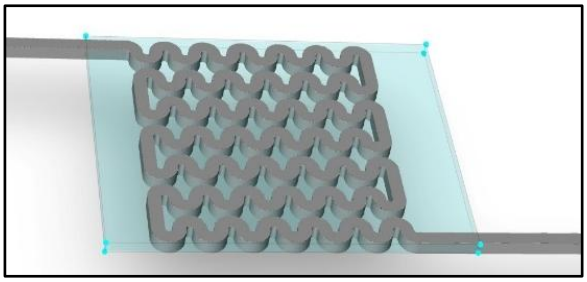
Tablo 1. Gradyan tabanlı bir optimizasyon süreci

Adım Numarası	Adım	Açıklama
1	Başlangıç Geometrisi (Baseline Shape)	Optimizasyonun başlangıç noktası olarak kullanılan mevcut veya temel tasarım.
2	Parametrelendirme (Parametrization)	Tasarım değişkenlerinin tanımlanması ve sayısal olarak manipüle edilebilir hale getirilmesi.
3	Temel HAD Çözümü (Primal CFD Solution)	Başlangıç geometrisi için akış alanı ve performans metriklerinin ilk hesaplaması.
4	Eşlenik Çözücü	Amaç fonksiyonlarının (basınç kaybı gibi) tasarım değişkenlerine göre hassasiyetlerinin hesaplanması.
5	Her Bir Amacın Hassasiyeti (Sensitivity of each objective)	Amaç fonksiyonlarının tasarım değişkenlerindeki küçük değişikliklere ne kadar duyarlı olduğunun belirlenmesi.
6	Optimizasyon Algoritması (Optimizer)	Hassasiyet bilgileri ve kısıtlamalar doğrultusunda yeni tasarım önerisi.
7	Ağ Dönüştürücü (Mesh Morpher)	Optimizasyon algoritmasının önerdiği yeni geometriye göre hesaplama ağının (mesh) otomatik olarak güncellenmesi.
8	HAD Çözümü (CFD Solution)	Güncellenmiş geometri için yeniden akış analizi ve performans metriklerinin hesaplanması.

9	Amaç Fonksiyonu Başarı Kontrolü (Objective function achieved)	Optimizasyon hedeflerine (minimum basınç kaybı) ulaşılıp ulaşılmadığının değerlendirilmesi.
10	Optimize Edilmiş Geometri (Optimized Shape)	Optimizasyon kriterlerini karşılayan ve en iyi performansı sunan nihai tasarım.

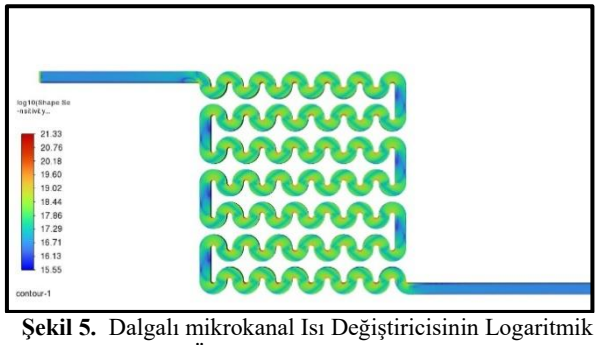
Şekil Optimizyonu Parametresi

Geometri, amaç fonksiyonu değerlerindeki iyileşmeyi olanak sağlayacak şekil değişikliklerini tanımak üzere parametreleştirilmelidir. Bu işlemi gerçekleştirmenin en etkili yolu, başlangıç geometrisinin çevresine stratejik olarak yerleştirilmiş kontrol noktaları aracılığıyla orijinal formu modifiye etmektir. Bu yaklaşım, tasarım alanı içerisinde geniş bir varyasyon aralığını keşfederken, geometrik tutarlılığı korumaya yardımcı olur. Şekil 4'de tasarım alanı gösterilmiştir.



Şekil 4. Dalgalı Serpantin Mikrokanal Isı Değiştirisicinin Tasarım Alanı

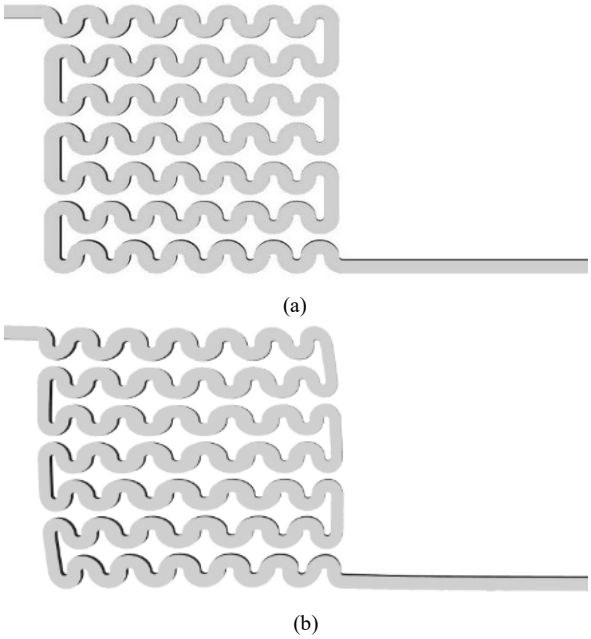
Bu çalışma kapsamında dalgalı serpantin mikrokanallı ısı değiştiricisinin ısıl ve hidrodinamik performansını optimize etme potansiyelini belirlemek amacıyla kapsamlı bir inceleme sunulmuştur. İnceleme hem temel akışkan olarak suyun hem de %5 HYO Al_2O_3-su nanoakışkanının performansını kapsayan (HAD) analizlerini içermektedir. Bu analizler, her iki akışkan için Re sayısı 300 ile 2500 aralığında gerçekleştirilmiştir.



Şekil 5. Dalgalı mikrokanal Isı Değiştiricisinin Logaritmik Ölçekte şekil Hasasiyeti

Dalgalı serpantin mikrokanallı yapının Şekil 5'te gösterilen logaritmik ölçekteki hassasiyetini ifade etmektedir. Kırmızı/turuncu bölgelerdeki yüksek hassasiyet, geometride yapılacak değişikliklerin basınç kaybını azaltma hedefi üzerinde en büyük etkiyi yaratacağını belirtir. En yüksek hassasiyet, beklenen şekilde, akışın yön değiştirdiği kanalların keskin dönüş bölgelerinde yoğunlaşmıştır, bu da optimizasyon çabalarının bu alanlara odaklanması gerektiğini işaret eder.

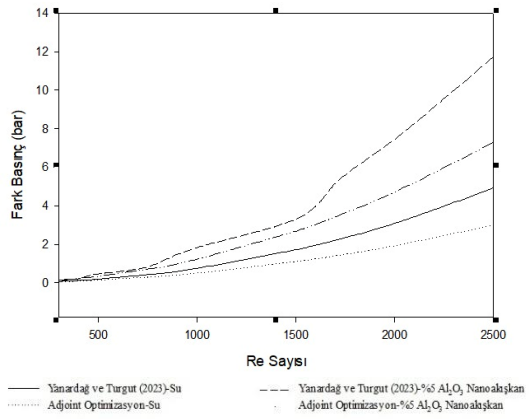
Şekil 6'da mevcut ve optimizasyon çalışması sonucunda elde edilen geometri karşılaştırmalı olarak sunulmuştur. Bu şekil değişikliği, basınç kaybını minimuma indirme hedefiyle, eşlenik çözücü tarafından gerçekleştirilen hassasiyet analizlerinin ardından yapılmıştır. Eşlenik çözücü, bu analizler sayesinde geometrinin hangi bölgelerinde yapılacak değişikliklerin en büyük etkiyi yaratacağını belirlemiş ve bu bilgiler doğrultusunda şekil optimizasyonu gerçekleştirilmiştir.



Şekil 6. a) Mevcut Durum ve b) Grandyen Tabanlı Optimizasyon Geometrisi

Fark Basınç Optimizasyon Sonuçları

Bu çalışmanın temel optimizasyon hedefi, basınç kayıplarını minimuma indirmektir. Bu doğrultuda yürütülen optimizasyon çalışmaları, Yanardağ ve Turgut (2023) tarafından kullanılan mevcut dalgalı serpantin mikrokanallı ısı değiştiricisi geometrisi üzerinde gerçekleştirilmiştir. Optimizasyon sonucunda elde edilen yeni geometri ile çalışmada kullanılan orijinal geometri, Şekil 5'te karşılaştırmalı olarak sunulmuştur.

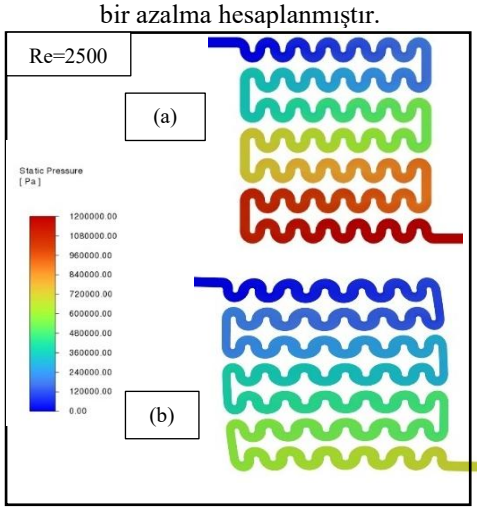


Şekil 7. Dalgalı serpantine mikrokanallı ısı değiştiricisi için Yanardağ ve Turgut (2023) ve optimizasyon basınç farkı sonuçları

Şekil 7'de, temel akışkan olan su ve %5 HYO Al_2O_3-su nanoakışkanı için optimizasyon sonucunda elde edilen basınç kaybı değerleri sunulmuştur.

Analizler sonucunda, Yanardağ ve Turgut (2023) çalışmasında kullanılan mevcut geometriye kıyasla hem su için hem de %5 HYO Al_2O_3-su nanoakışkanı için optimizasyon sonucunda basınç kayıplarında önemli bir azalma olduğu tespit edilmiştir.

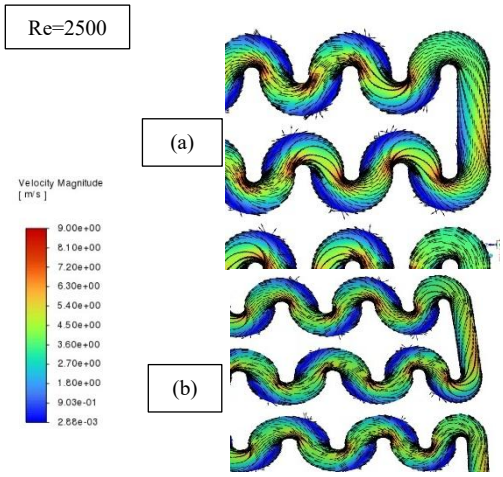
- Re = 2500 Koşulunda:
  - Su için: Mevcut çalışma ile optimizasyon çalışması arasında basınç kayıplarında %38,9 oranında bir azalma hesaplanmıştır.
  - %5 HYO Al_2O_3-su nanoakışkanı için: Basınç kayıplarında %37,8 oranında bir azalma hesaplanmıştır.
- Re = 300 Koşulunda:
  - Su için: Basınç kayıplarında %26,7 oranında bir azalma hesaplanmıştır.
  - %5 HYO Al_2O_3-su nanoakışkanı için: Basınç kayıplarında %13,1 oranında bir azalma hesaplanmıştır.



Şekil 8. a) Mevcut Durum ve b) Grandyen Tabanlı Optimizasyon Basınç Dağılımları

Şekil 8'de hem mevcut sistemin hem de optimizasyon çalışması sonucunda elde edilen şekil optimizasyon tasarımının Re=2500 basınç dağılımlarını gösterilmiştir. Yapılan analizler, optimizasyonun sistem performansına önemli katkılar sağladığını ortaya koymuştur:

- Optimizasyon çalışması sonucunda, basınç dağılımlarının kademeli geçişlere sahip olduğu gözlemlenmiştir. Bu durum, akışın daha düzenli olduğunu ve ani basınç değişimlerinin azaldığını işaret etmektedir.
- Mevcut sistemde özellikle dönüş (dirsek) bölgelerinde yüksek basınç kayıpları yaşandığı belirlenmiştir. Ancak optimizasyon süreciyle birlikte, bu dönüş bölgelerindeki akışın düzenlenerek basınç kayıplarının önemli ölçüde azaltıldığı tespit edilmiştir.



Şekil 9. a) Mevcut Durum ve b) Grandyen Tabanlı Optimizasyon Hız Dağılımları

Şekil 9, mevcut ve optimize edilmiş şekil optimizasyon tasarımlarının Re=2500 hız dağılımlarını gösterilmiştir. Bu görselleştirme, her iki sistemdeki akış hızlarının nasıl farklılaştığını detaylıca incelememizi sağlar.

Şekil Optimizasyonu Sonucu Isıl Performansı

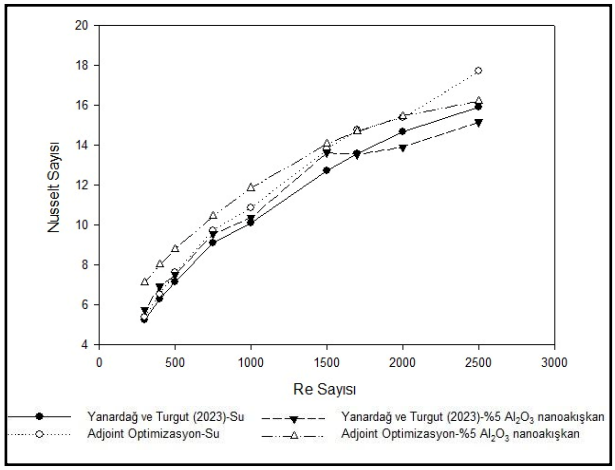
Bu çalışmada, gradyan tabanlı optimizasyonun temel hedefi minimum basınç kaybı olarak belirlenmiştir. Optimizasyon süreci, tek bir bu hedef doğrultusunda gerçekleştirilmiştir. Yapılan incelemeler sonucunda, fark basıncını azaltmak amacıyla uygulanan şekil optimizasyonunun, aynı zamanda ısı transferi performansını da olumlu yönde etkilediği tespit edilmiştir.

Şekil 10, hem mevcut hem de optimizasyon çalışması sonucunda elde edilen sistemler için suya ve %5 hacimsel oranında (HYO) Al_2O_3-su nanoakışkanına ait Nusselt sayısı sonuçlarını sunmaktadır.

Elde edilen bulgular şu şekildedir:

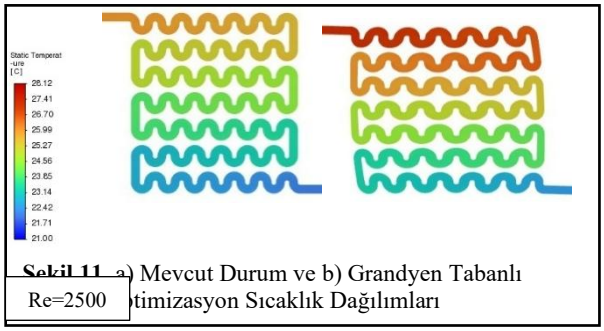
- Su için: Re=2500 Reynolds sayısında Nusselt sayısında %11.4'lük bir artış hesaplanmıştır.
- %5 Al_2O_3-su nanoakışkanı için: Re=2500 Reynolds sayısında %7'lik bir artış görülürken, en yüksek artış Re=300 Reynolds sayısında %24.1 olarak belirlenmiştir.

Bu sonuçlar hem optimizasyonun termal performansı iyileştirdiğini hem de nanoakışkanın belirli Reynolds sayılarında suya kıyasla daha yüksek ısı transferi katsayısı sergilediğini göstermektedir.



Şekil 10. a) Mevcut Durum ve b) Grandyen Tabanlı Optimizasyon Nusselt Sayısı Sonuçları

Şekil 11, mevcut ve optimize edilmiş şekil optimizasyon tasarımına ait Re=2500 sıcaklık dağılımlarını sunmaktadır. Optimize edilmiş geometride, kanal içerisindeki akışkanın termal dengeye daha erken ulaştığı belirlenmiştir.



Şekil 11. a) Mevcut Durum ve b) Grandyen Tabanlı Optimizasyon Sıcaklık Dağılımları

TARTIŞMA VE SONUÇ

Bu çalışma kapsamında gerçekleştirilen optimizasyon analizleri, dalgalı serpantin mikrokanallı ısı değiştiricisinin hem hidrodinamik hem de ısıl performansında iyileşmeler sağladığını ortaya koymuştur. Optimizasyon hedefi olarak basınç farkını azaltmaya yönelik bir amaç belirlenmiş ve bu doğrultuda eşlenik çözücü kullanılarak şekil optimizasyonu yapılmıştır. Yapılan incelemelerde, optimizasyon sonucunda elde edilen yeni geometrinin, hedeflenen basınç farkı azalmasının yanı sıra, ısıl performansı da artış olduğu tespit edilmiştir Elde edilen başlıca bulgular aşağıda özetlenmiştir:

- **Basınç Kayıplarındaki İyileşme:** Optimizasyon çalışması, özellikle yüksek Reynolds sayılarında olmak üzere, her iki akışkan türü için de basınç kayıplarında belirgin azalmalar sağlamıştır.
- Re=2500 koşulunda, su için basınç kayıplarında %38,9, %5 HYO Al_2O_3-su nanoakışkanı için ise %37,8 oranında önemli bir azalma hesaplanmıştır.
- Daha düşük Re=300 koşulunda dahi, su için %26,7 ve nanoakışkan için %13,1 oranında basınç kaybı düşüşleri kaydedilmiştir.
- **Isı Transferi Performansındaki Artış:** Termal performans açısından da optimizasyonun olumlu etkileri gözlenmiştir.
- Su için Re=2500 Reynolds sayısında Nusselt sayısında %11,4'lük bir artış elde edilmiştir. Bu, aynı akış koşullarında daha etkin bir ısı transferinin gerçekleştiğini göstermektedir.
- %5 Al_2O_3-su nanoakışkanı kullanımı, özellikle düşük Reynolds sayılarında ısı transferini önemli ölçüde artırmıştır. Re=2500'de %7'lik bir artış sağlanırken, Re=300 gibi daha düşük bir akış rejiminde en yüksek artış olan %24,1'e ulaşılmıştır. Bu bulgu, nanoakışkanın ve optimize edilmiş geometrinin birlikte özellikle laminar akış koşullarında üstün bir ısı transfer potansiyeli sunduğunu vurgulamaktadır.

Genel olarak, yapılan optimizasyon çalışması tasarımının hem hidrodinamik hem de ısıl performansını eş zamanlı olarak iyileştirerek, sistemin daha enerji verimli ve daha etkin bir şekilde çalışmasını sağlamıştır. Bu sonuçlar, benzer ısı transferi uygulamaları için optimize edilmiş geometri tasarımlarının potansiyelini açıkça ortaya koymaktadır.

TEŞEKKÜRLER

Bu çalışmada sağladığı önemli desteklerden dolayı Numesys İleri Mühendislik A.Ş.'ye teşekkürü bir borç biliriz.

KAYNAKLAR

Altaf, Z., Babar, M. I., & Salamat, S. (2023). Multi-objective shape optimization of doubly offset serpentine diffuser using Adjoint method. International Journal of Heat and Fluid Flow, 102, 109157.

ANSYS Fluent Theory Guide, (2018)

Chai, L., Xia, G., Zhou, M., & Li, J. (2011). Numerical simulation of fluid flow and heat transfer in a microchannel heat sink with offset fan-shaped reentrant cavities in sidewall. International Communications in Heat and Mass Transfer, 38(5), 577-584.

Chein, R., & Huang, G. (2005). Analysis of microchannel heat sink performance using nanofluids. Applied thermal engineering, 25(17-18), 3104-3114.

Chon, C. H., Kihm, K. D., Lee, S. P., & Choi, S. U. (2005). Empirical correlation finding the role of temperature and particle size for nanofluid (Al2O3)

thermal conductivity enhancement. Applied Physics Letters, 87(15), 153107.

Dehghan, M., Daneshipour, M., Valipour, M. S., Rafee, R., & Saedodin, S. (2015). Enhancing heat transfer in microchannel heat sinks using converging flow passages. Energy Conversion and Management, 92, 244-250.

Gunnasegaran, P., Mohammed, H. A., Shuaib, N. H., & Saidur, R. (2010). The effect of geometrical parameters on heat transfer characteristics of microchannels heat sink with different shapes. International communications in heat and mass transfer, 37(8), 1078-1086.

Kamat, V., Rao, V., Xu, M., & Saxena, S. (2020). Flow distortion based S-duct optimization using Adjoint methodology. In AIAA Aviation 2020 Forum (p. 2755).

Kenway, G. K., Mader, C. A., He, P., & Martins, J. R. (2019). Effective adjoint approaches for computational fluid dynamics. Progress in Aerospace Sciences, 110, 100542.

Yanardağ, M., & Turgut, O., (2023). Numerical Investigation of Microchannels Heat Transfer Devices by Using Nanofluids . BİLTEK-VII, International Symposium on Current Developments in Science, Technology and Social Sciences (pp.1369-1385). Ankara, Turkey

Mohammed, H. A., Gunnasegaran, P., & Shuaib, N. H. (2011). Influence of channel shape on the thermal and hydraulic performance of microchannel heat sink. International Communications in Heat and Mass Transfer, 38(4), 474-480.

Namburu, P. K., Das, D. K., Tanguturi, K. M., & Vajjha, R. S. (2009). Numerical study of turbulent flow and heat transfer characteristics of nanofluids considering variable properties. International journal of thermal sciences, 48(2), 290-302.

Philip, J., & Shima, P. D. (2012). Thermal properties of nanofluids. Advances in Colloid and Interface Science, 183, 30-45.

Sui, Y., Teo, C. J., Lee, P. S., Chew, Y. T., & Shu, C. (2010). Fluid flow and heat transfer in wavy microchannels. International Journal of Heat and Mass Transfer, 53(13-14), 2760-2772.

Xie, H., Wang, J., Xi, T., Liu, Y., Ai, F., & Wu, Q. (2002). Thermal conductivity enhancement of suspensions containing nanosized alumina particles. Journal of applied physics, 91(7), 4568-4572.

SiB_6 KATKISININ $NaNO_3$-KNO_3 TABANLI SOLAR TUZUN TERMAL VE KRISTAL YAPISINA ETKISI

Ezgi GÜRGENÇ*, Hakan F. ÖZTOP*, Yasin VAROL, Şafak Melih ŞENOCAK***, Turan GÜRGENÇ****

*Fırat Üniversitesi, Teknoloji Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü, 23000 Merkez, ELAZIĞ, egurgenc@firat.edu.tr
* Fırat Üniversitesi, Teknoloji Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü, 23000 Merkez, ELAZIĞ, hakanfoztop@firat.edu.tr
** Fırat Üniversitesi, Teknoloji Fakültesi, Otomotiv Mühendisliği Bölümü, 23000 Merkez, ELAZIĞ, yvarol@firat.edu.tr
***Osmaniye Korkut Ata Üniversitesi, Osmaniye Meslek Yüksekokulu, Hibrid ve Elektrikli Taşıt Teknolojileri, 80000 OSMANİYE, safakmelihsenocak@osmaniye.edu.tr
** Fırat Üniversitesi, Teknoloji Fakültesi, Otomotiv Mühendisliği Bölümü, 23000 Merkez, ELAZIĞ, tgurgenc@firat.edu.tr

Özet: Bu çalışma, yüksek sıcaklık ısıl enerji depolama uygulamalarında yaygın olarak kullanılan $NaNO_3$–KNO_3 esaslı solar tuzun termal ve yapısal özelliklerini iyileştirmek amacıyla SiB_6 nanoparçacıklarıyla katkılandırılmasını konu edinmiştir. Katkı oranı %0.5-2.0 arasında değişen numuneler, klasik çözündürme–kurutma yöntemiyle sentezlenmiş ve elde edilen nanokompozit tuzlar DSC, XRD ve FE-SEM teknikleri ile karakterize edilmiştir. XRD analizleri, SiB_6 katkısının tuzun kristal faz yapısını bozmadığını ve katkının matrise ayrı bir faz olarak fiziksel şekilde entegre olduğunu ortaya koymuştur. FE-SEM görüntüleri, katkı oranı arttıkça mikroyapıda lokal aglomerasyonların görüldüğünü ancak katkının tuz matrisi içerisinde kararlı şekilde dağıldığını göstermiştir. DSC analizleri ise katkı oranına bağlı olarak erime ve donma entalpilerinde kademeli düşüşlerin meydana geldiğini ve süper soğuma eğiliminin arttığını ortaya koymuştur. Elde edilen bulgular, SiB_6 katkılı solar tuz sistemlerinin, kontrollü faz geçiş davranışı, yapısal kararlılık ve çevrim tekrarlanabilirliği açısından umut verici özellikler sunduğunu göstermekte ve bu sistemleri yoğunlaştırılmış güneş enerjisi (CSP) uygulamaları için güçlü bir aday haline getirmektedir.

Anahtar Kelimler: Solar tuz, SiB_6, faz geçişi, DSC, XRD, SEM, ısıl enerji depolama, nanokompozit.

Abstract: This study investigates the enhancement of thermal and structural properties of $NaNO_3$-KNO_3 based solar salt, widely used in high-temperature thermal energy storage systems, through the incorporation of SiB_6 nanoparticles. Nanocomposite salts with SiB_6 concentrations ranging from 0.5% to 2.0% by weight were synthesized using a conventional solution-drying method and characterized via DSC, XRD, and FE-SEM analyses. XRD results revealed that the crystal phases of the base salts remained intact and that the SiB_6 additives were physically integrated into the matrix as separate crystalline phases. SEM micrographs showed that, although local agglomerations became more pronounced at higher additive concentrations, the nanoparticles were stably embedded in the salt structure. DSC analyses indicated a gradual decrease in both melting and freezing enthalpies as the additive ratio increased, along with a slight rise in the degree of supercooling. The findings demonstrate that SiB_6-doped solar salts offer promising characteristics such as controlled phase transition behavior, structural integrity, and reproducibility across thermal cycles, making them strong candidates for use in concentrated solar power (CSP) applications.
Keywords: Solar salt, SiB_6, phase transition, DSC, XRD, SEM, thermal energy storage, nanocomposite

GİRİŞ

1970'li yıllardaki enerji krizi ve hızla büyüyen küresel ekonomi, fosil kaynaklı enerjiye olan talebin ciddi şekilde artmasına neden olmuştur. Bu artış, küresel ısınma, sınırlı rezervler, erişilebilirlikte azalma ve enerji arz güvenliği gibi kritik sorunları beraberinde getirmiştir. Bu durum, fosil yakıtlara bağımlılığın azaltılması ve yenilenebilir enerji kaynaklarına geçişin hızlandırılması gerekliliğini açıkça ortaya koymuştur. Ayrıca, 2030 yılına kadar küresel enerji talebinin yaklaşık %60 oranında artacağı öngörüsü, yenilenebilir enerji

kaynaklarını fosil yakıtlara alternatif olarak daha cazip hale getirmiştir [1-3].

Yenilenebilir enerji kaynakları arasında güneş enerjisi, çevresel etkisinin düşük olması ve yaygın bulunabilirliği sayesinde öne çıkmaktadır. Bu kapsamda, güneş termal sistemleri, güneş ışınımını doğrudan ısıya dönüştürerek konut ve sanayide sıcak su üretimi, proses ısısı sağlama, yoğunlaştırılmış güneş enerjisi (CSP) sistemlerinde elektrik üretimi ve deniz suyunun arıtımı gibi çeşitli uygulamalarda kullanılmaktadır (Aslfattahi vd., 2021, Prieto vd., 2024).
Bu sistemlerde enerji verimliliğinin artırılması, ısı transfer akışkanları (HTF) ve ısıl enerji depolama (TES) ortamlarının etkinliğiyle doğrudan ilişkilidir (Tagle-Salazar vd., 2024). Özellikle yüksek sıcaklıklarda (>300 °C) çalışan CSP sistemleri için, yüksek özgül ısı kapasitesi, iyi termal iletkenlik, düşük süper soğuma eğilimi ve geniş çalışma sıcaklık aralığına sahip malzemeler tercih edilmektedir (Fernández ve Cabeza, 2020). Bu özellikler açısından $NaNO_3$-KNO_3 bazlı eutektik solar tuz, TES ortamı olarak yaygın kullanılmaktadır. Ancak bu tuzların düşük ısıl iletkenlik ve özgül ısı gibi sınırlayıcı özellikleri, CSP sistemlerinin verimliliğini kısıtlamaktadır.
Bu sınırlamaları aşmak amacıyla, son yıllarda solar tuzlara nanoparçacık katkılanması yoluyla termofiziksel özelliklerin iyileştirilmesi üzerine yoğun çalışmalar yapılmaktadır (Grosu vd., 2018, Cabeza vd., 2024). Nanomalzemeler, yüksek yüzey alanı, üstün ısıl iletkenlik ve kimyasal kararlılık gibi avantajları sayesinde ısı transfer süreçlerini geliştirebilmektedir. Bu doğrultuda bor esaslı seramik nanomalzemeler (TiB_2, HfB_2, ZrB_2) gibi yüksek ergime noktasına (~3200-3900 °C), kimyasal inertliğe ve yüksek termal iletkenliğe sahip katkılar, literatürde yaygın şekilde değerlendirilmiştir (Vallejo vd., 2023, Nekahi vd., 2019, Saranprabhu ve Rajan, 2019, Li vd., 2021).

Ancak mevcut literatürde, bu gelişmiş seramik katkıların aynı solar tuz matrisi içinde doğrudan karşılaştırmalı olarak değerlendirilmesine dair kapsamlı bir çalışma bulunmamaktadır. Bu eksikliği gidermek amacıyla yapılan bu çalışmada, SiB_6 nanomalzemesi, yüksek sıcaklık dayanımı, oksidasyon direnci ve kimyasal kararlılığı gibi üstün özellikleri nedeniyle solar tuza katkılanarak değerlendirilmiştir. SiB_6 katkısının, solar tuzun faz geçiş sıcaklığı, mikroyapısal özellikleri ve kristal faz kompozisyonu üzerindeki etkileri DSC, SEM ve XRD analizleri ile ayrıntılı olarak incelenmiştir. Elde edilen bulgular, CSP sistemleri için geliştirilecek yeni nesil TES malzemelerine bilimsel zemin sunmayı amaçlamaktadır.

Materyal ve Yöntem

Bu çalışmada katkısız ve SiB_6 katkılı solar tuz örnekleri, literatürde yaygın olarak kullanılan sulu çözündürme–kurutma-ısıl işlem yöntemine dayalı bir prosedürle hazırlanmıştır. Katkısız baz tuz, ağırlıkça %60 $NaNO_3$ ve %40 KNO_3 oranında tartılmış ve 500 mL deiyonize su içeren bir beherde sırasıyla çözündürülerek 50 °C sıcaklıkta, 600 d/d hızda manyetik karıştırıcıda homojen bir karışım elde edilmiştir. Elde edilen bu çözeltideki su, 100 °C'de etüvde buharlaştırılmış ve kuruyan karışım, oda sıcaklığına soğutulduktan sonra 400 °C'de alümina krozede 24 saat süreyle kül fırınında ısıl işleme tabi tutulmuştur. Daha sonra elde edilen katı faz, agat havanda öğütülerek toz haline getirilmiştir. SiB_6 katkılı solar tuz üretiminde ise aynı baz karışım (Karışım-2) kullanılmış ve belirlenen katkı oranına karşılık gelen SiB_6 nanoparçacıkları, 50 mL deiyonize su içerisinde manyetik karıştırıcıda karıştırılmış, ardından ultrasonik banyo (15 dk) ve prob sonikatör (30 dk, 300 W, 40 kHz) ile dağılmaları sağlanmıştır. Homojen dispersiyon sağlandıktan sonra nanoparçacık süspansiyonu, Karışım-2'ye yavaşça eklenmiş ve yeniden karıştırma sonikasyon işlemleri uygulanmıştır. Elde edilen katkılı karışım, ön kurutma sonrası aynı şekilde 400 °C'de 24 saat fırınlanmış ve ardından öğütülerek analiz formuna getirilmiştir. Numunelerin kristal faz yapıları XRD (Cu-Kα, 2θ = 10°-80°, 0.2°/s tarama hızı), mikroyapı ve elementel dağılımları SEM–EDX ile ve faz geçiş davranışları DSC yöntemi ile karakterize edilmiştir. Tüm analizler katkısız referans tuz ile karşılaştırmalı olarak yürütülmüştür. Numulere ait görüntü Şekil 1 ve karışım oranlarının yer aldığı bilgiler Tablo 1' de verilmiştir.



Şekil 1. SiB_6 nanoparçacık katkılı solar tuzların makro görüntüleri.

Tablo 1. Solar tuz ve nanokompozit katkı miktarları.

Sample name	**KNO_3 (g)**	**$NaNO_3$ (g)**	**SiB_6 (g)**
Solar salt	12	18 g	-
Solar salt-0.5SiB_6	11.94	17.91	0.15
Solar salt-1 SiB_6	11.88	17.82	0.3
Solar salt-1.5SiB_6	11.82	17.73	0.45
Solar salt-2 SiB_6	11.76	17.64	0.6

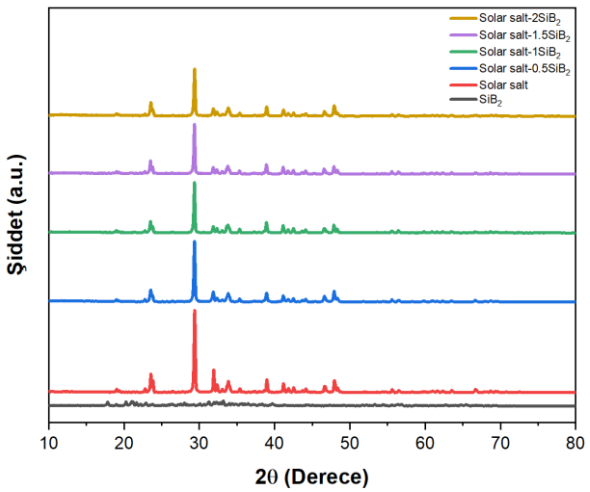
Bulgular

Bu çalışma, güneş termal enerji sistemlerinde kullanılmak üzere, yüksek sıcaklık dayanımına ve iyileştirilmiş termofiziksel özelliklere sahip, morfolojik olarak kararlı erimiş tuz nanokompozitlerinin geliştirilmesini amaçlamaktadır. Bu kapsamda, solar tuz matrisine belirli oranlarda (ağırlıkça) SiB6 nanoparçacıkları ilave edilmiş ve elde edilen katkılı sistemlerin yapısal ve termal özellikleri kapsamlı şekilde değerlendirilmiştir. Numunelerin kristal yapıları ve faz bileşimleri X-ışını difraksiyon (XRD) yöntemi ile

belirlenmiş, yüzey morfolojileri ve mikroyapıdaki dağılımlar alan emisyonlu taramalı elektron mikroskobu (FE-SEM) ve enerji dağılımlı X-ışını spektroskopisi (EDX) ile karakterize edilmiştir. Faz geçiş davranışları ve özgül ısı kapasiteleri ise diferansiyel taramalı kalorimetri (DSC) analizi ile incelenmiştir.

Elde edilen sonuçlar, katkı oranının ve nanoparçacık varlığının, özellikle yüksek sıcaklıklarda, özgül ısı kapasitesi gibi kritik termal parametreler üzerinde belirgin bir etkiye sahip olduğunu göstermektedir. Literatürde yer alan benzer çalışmalarla karşılaştırıldığında, SiB_6 katkısının solar tuz matrisine entegrasyonu yoluyla elde edilen termal iyileştirmeler sistematik biçimde ele alınmamıştır. Bu bağlamda, söz konusu çalışma, SiB_6 ile katkılandırılmış gelişmiş erimiş tuz sistemlerinin ilk kapsamlı değerlendirmesini sunmakta olup, bu katkı malzemesinin konsantre güneş enerjisi (CSP) uygulamaları için yüksek performanslı alternatif bir katkı adayı olduğunu ortaya koymaktadır.

XRD Analizi



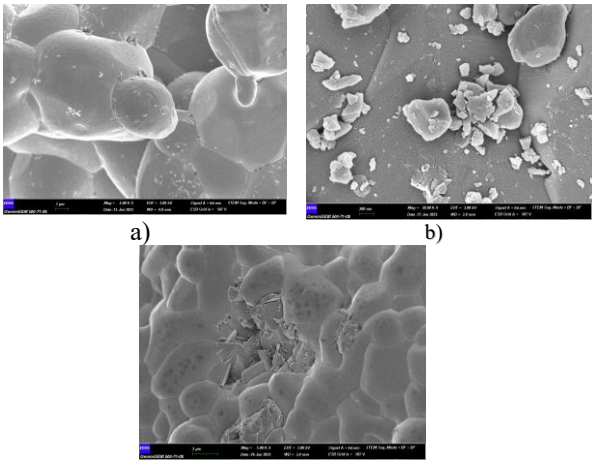
Şekil 2. XRD kırılım desenleri.

Şekil 2'de sunulan XRD kırınım desenleri, katkısız solar tuz ile %0.5, %1, %1.5 ve %2 oranlarında SiB_6 nanoparçacığı içeren kompozit örneklerin kristal yapılarındaki değişimleri göstermektedir. Katkısız solar tuz örneğinde, $NaNO_3$ ve KNO_3 tuzlarına ait karakteristik difraksiyon piklerinin belirgin ve yoğun şekilde korunduğu gözlenmiştir. Bu durum, baz tuz fazlarının sentez sırasında başarıyla kristalleştiğini ve yapısal bütünlüklerinin bozulmadan korunduğunu göstermektedir (Jeong ve Jo, 2023; Fernández vd., 2015).

SiB_6 katkılı örneklerde ise katkı oranı arttıkça, belirli açılarda katkıya özgü ek piklerin belirdiği dikkat çekmektedir. Ancak bu piklerin düşük şiddette ve sınırlı sayıda oluşması, SiB_6 nanoparçacıklarının düşük katkı oranlarında tuz matrisi içinde fiziksel olarak dağılmış olmasından ve çevrelerinin erimiş tuz fazı tarafından sarılmış olmasından kaynaklanabilir (Abir vd., 2024; Yan vd., 2022). Ayrıca, bazı ana piklerde gözlemlenen küçük şiddet değişimleri ve genişleme eğilimleri, katkının kristal yapıya mikro düzeyde etkiler yaptığını ancak yapısal faz değişimine yol açmadığını göstermektedir (Zou vd., 2021; Xie vd., 2020).

Genel olarak, katkılı tüm numunelerde $NaNO_3$ ve KNO_3'e ait baskın fazların hâkimiyetini sürdürdüğü görülmektedir. Bu durum, SiB_6 katkısının matrise başarılı şekilde entegre edildiğini ve sistemin kristal faz bütünlüğünü koruduğunu göstermekte, böylece katkının yapısal kararlılığa zarar vermeden işlevsel bir modifikasyon sağladığını ortaya koymaktadır (Yan vd., 2022; Aslfattahi vd., 2021).

FE-SEM Analizi



Şekil 3. SiB_6 katkılı solar tuzların FE-SEM görüntüleri a) SiB6, b) Saf Solar Tuz, c) % 2 katkılı.

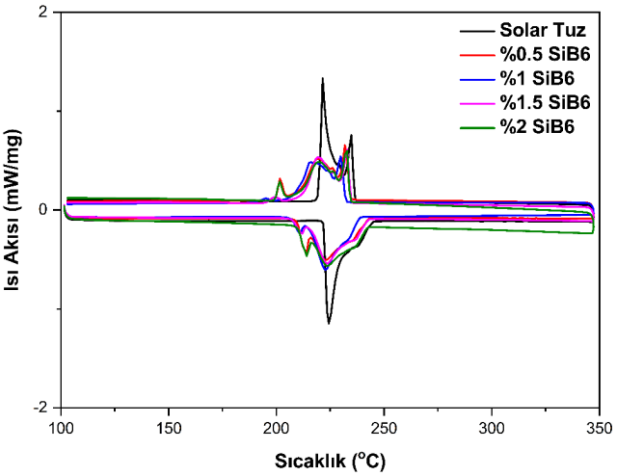
Şekil 3'te sunulan FE-SEM görüntüleri, saf solar tuzun ve %2 SiB_6 katkılı kompozit örneğin mikroyapısal özelliklerine dair önemli bilgiler sağlamaktadır. Saf solar tuzun mikrografı, düzgün yüzey morfolojisine sahip, kompakt biçimde birleşmiş kristallerden oluşan belirgin bir yapıyı ortaya koymaktadır. Bu yapı, eutektik $NaNO_3$-KNO_3 sisteminin katılaşma sonrası klasik kristal formunu yansıtmaktadır. Buna karşılık, saf SiB_6 nanoparçacıklarına ait görüntülerde, düzensiz ve köşeli morfolojide, belirgin yığılma eğiliminde olan taneler gözlemlenmektedir. Bu durum, SiB_6'nın doğal olarak düşük yüzey enerjisine sahip olması nedeniyle partiküller arasında sıkı paketlenmenin ve aglomerasyonun artmasıyla ilişkilidir (Yan vd., 2022).

%2 oranında SiB_6 katkılanmış solar tuz örneğinde, nanoparçacıkların matrise entegrasyonu açıkça gözlemlenmektedir. SiB_6 parçacıkları tuz matrisi içerisinde yoğunluklu ve yer yer kümelenmiş halde dağılmıştır. Bu durum, yüksek katkı oranlarında nanoparçacıkların homojen dağılma eğiliminin arttığını ancak bazı bölgelerde lokal aglomerasyonların da ortaya çıkabildiğini göstermektedir. Benzer biçimde literatürde, yüksek katkı oranlarında parçacıkların sinterleşmeye eğilimli davranışlar sergilediği ve bu durumun yüzeyde yeniden yapılanma süreçlerini tetiklediği rapor edilmiştir (Zou, Qin ve Huang, 2023). SiB_6 katkılı örneklerde, partiküller tuz kristalleri arasında fiziksel olarak gömülü şekilde konumlanmakta olup, genel mikroyapısal

bütünlük korunmuştur. Bu durum, uygun partikül boyutu dağılımı ve kontrollü dispersiyon tekniklerinin etkili şekilde uygulanmış olmasıyla doğrudan ilişkilidir (Fernández vd., 2015).

Sonuç olarak, SEM analizleri, SiB_6 nanoparçacıklarının solar tuz matrisine başarılı bir şekilde entegre edildiğini, katkı oranı arttıkça mikroyapının daha heterojen hâle geldiğini ve yüzey topografyasının katkı karakterine bağlı olarak değiştiğini göstermektedir. Gözlemlenen bu yapısal değişimlerin, özellikle ısıl iletkenlik, faz kararlılığı ve mekanik bütünlük gibi özellikler üzerinde belirleyici rol oynayabileceği değerlendirilmektedir (Yan vd., 2022, Zou, Qin ve Huang, 2023, Aljaerani vd., 2022).

DSC Analizi



Şekil 4. Solar tuz, %0.5, %1, %1.5 ve %2 oranlarında SiB6 nano katkı oranlarına göre erime katılaşma grafiği.

Tablo 2. Saf ve SiB_6 nano-katkılı solar tuz örneklerinin erime ve donma süreçlerindeki termal özellikleri.

Katkı oranı	ΔH_m (J/g)	ΔH_s (J/g)	ωm%	ωs%	ΔT
0	109	109	100.00	100.00	2.9
0.5 SiB_6	106	106	97.25	97.25	2.9
1 SiB_6	99.5	97.6	91.28	89.54	3
1.5 SiB_6	98.6	98.6	90.46	90.46	3
2 SiB_6	97.9	97.8	89.82	89.72	3.1

Şekil 4'te yer alan DSC eğrileri ve Tablo 2'de sunulan termal veriler, saf solar tuz ile %0.5, %1, %1.5 ve %2 oranlarında SiB_6 katkılanmış kompozit sistemlerin faz geçiş özelliklerini ayrıntılı şekilde ortaya koymaktadır. DSC analizlerine göre, katkısız solar tuz numunesi, hem erime hem de katılaşma süreçlerinde daha keskin ve simetrik geçiş pikleri sergilemiş; bu durum yüksek entalpi değerleriyle desteklenmiştir. SiB_6 katkısı ile birlikte bu geçişlerin daha kontrollü ve kararlı hâle geldiği, ancak ΔHm ve ΔHs değerlerinde katkı oranına bağlı belirgin bir azalma meydana geldiği görülmüştür. Özellikle katkı oranı %0.5'ten %2'ye çıkarıldığında, erime entalpisi 109 J/g'dan 97.9 J/g'a; donma entalpisi ise 109 J/g'dan 97.8 J/g'a düşmüştür. Bu azalma, katkı partiküllerinin matrise homojen biçimde dağılarak faz geçiş bölgesinde ısıl yönetici gibi davrandığını ve sistemin toplam gizli ısı kapasitesini doğrudan absorbe etmek yerine yönlendirdiğini göstermektedir (Aslfattahi vd., 2021, Yan vd., 2022).

Ayrıca, katkı oranı arttıkça erime (ωm%) ve katılaşma (ωs%) kütle oranlarında da düşüş gözlemlenmiştir. Saf tuz sisteminde %100 olan bu değerler, %2 SiB_6 katkısında sırasıyla %89.82 ve %89.72'ye gerilemiştir. Bu durum, faz geçişine etkin katılan tuz miktarının azaldığını ve katkı partiküllerinin kısmen fiziksel bariyer gibi davranarak kristalizasyonu sınırladığını göstermektedir (Zou vd., 2021, Arshad vd., 2020).

Erime ve donma sıcaklıklarında önemli bir kayma gözlenmemekle birlikte, süper soğuma derecesi (ΔT) katkı oranına bağlı olarak artış göstermiştir. ΔT değeri katkısız sistemde 2.9 °C iken, %2 katkıda 3.1 °C'ye çıkmıştır. Bu artış, literatürde de bildirildiği üzere, katkı partiküllerinin kristal çekirdeklenmesini geciktirmesiyle ilişkilidir. Özellikle 1.5% ve 2% katkılı sistemlerde erime ve katılaşma eğrilerinin simetrik ve tekrarlanabilir olması, bu sistemlerin termal çevrimlerde daha kararlı davranış sergilediğini göstermektedir (Li vd., 2021, Nekahi vd., 2019).

Öte yandan, ΔHm ve ΔHs'deki azalma, sistemin ısıl enerji depolama kapasitesini kısmen düşürse de, faz geçişlerinin daha dar sıcaklık aralığında ve daha kontrollü gerçekleşmesini sağlamaktadır. Bu durum, enerji kayıplarını azaltarak sistemin geri kazanılabilirliğini ve uzun dönemli kararlılığını artırabilir (Abir vd., 2024). Literatürde de belirtildiği gibi, bu tür katkılar, özellikle yüksek sıcaklık çevrimlerinde daha dengeli bir ısıl performans sunarak CSP uygulamalarında sistem verimliliğine doğrudan katkı sağlayabilmektedir (Xie vd., 2020, Arshad vd., 2020).

Sonuç olarak, SiB_6 nanoparçacıkları, solar tuz sisteminde faz geçiş davranışını stabilize eden, ısıl çevrimleri tekrarlanabilir kılan ve süper soğuma eğilimini artıran etkili katkılar olarak değerlendirilmiştir. Bu katkıların optimum oranda kullanımı, ısıl enerji depolama sistemlerinin uzun ömürlü, güvenilir ve yüksek performanslı çalışmasına katkı sağlayabilir.

Sonuçlar

Bu çalışmada, %0.5-2.0 oranlarında SiB_6 nanoparçacıklarıyla katkılandırılmış $NaNO_3$-KNO_3 esaslı solar tuz sistemlerinin faz kararlılığı, mikroyapısal bütünlüğü ve termal davranışları kapsamlı bir şekilde incelenmiştir. Üç temel analiz tekniği olan XRD, FE-SEM ve DSC ölçümleri sonucunda aşağıdaki temel bulgulara ulaşılmıştır:

- XRD analizleri, tüm katkı oranlarında $NaNO_3$ ve KNO_3 fazlarının karakteristik kristal yapılarının korunduğunu, herhangi bir ara faz oluşumu gözlenmediğini ve SiB_6 katkısının kristalin yapı içerisinde bağımsız bir faz olarak varlığını sürdürdüğünü ortaya koymuştur. Bu durum, katkının matrise kimyasal değil fiziksel olarak

entegre olduğunu ve yüksek sıcaklıkta yapısal kararlılığı bozmadığını göstermektedir.

- SEM görüntüleri, katkısız solar tuzun düzgün ve kompakt kristal yapısına sahip olduğunu, SiB_6 katkısı ile birlikte yüzeyde parçacık yerleşimi ve morfolojik düzensizliklerin ortaya çıktığını göstermektedir. %2 katkılı örneklerde belirgin aglomerasyonlar gözlemlenmiş olsa da, katkılar matrise gömülü olarak dağılmış ve genel mikroyapı bütünlüğü korunmuştur. Bu durum, katkının kontrollü dispersiyon teknikleriyle başarıyla entegre edildiğini göstermektedir.
- DSC verileri, katkı oranı arttıkça hem erime (ΔHm) hem de katılaşma (ΔHs) entalpisinde kademeli bir düşüş olduğunu, buna karşılık süper soğuma derecesinde (ΔT) hafif bir artış yaşandığını göstermektedir. Bu, SiB_6'nın kristalizasyonu geciktirici ve ısı transferini yönlendirici bir katkı olarak görev yaptığını düşündürmektedir. Özellikle %1.5 ve %2 katkılı örneklerde gözlemlenen simetrik ve kararlı faz geçiş eğrileri, bu sistemlerin termal çevrim tekrarlanabilirliği açısından avantaj sunduğunu göstermektedir.

Genel olarak değerlendirildiğinde, SiB_6 katkısı solar tuzun kristal faz yapısını korurken, mikroyapısal çeşitliliği artırmakta ve faz geçiş davranışını daha kontrollü hale getirmektedir. Her ne kadar entalpi değerlerinde azalma gözlense de, bu azalma daha stabil bir termal performans ve uzun ömürlü çevrim kabiliyeti ile dengelenmektedir. Bu özellikler, SiB_6 katkılı solar tuz sistemlerini, yüksek sıcaklıkta çalışan yoğunlaştırılmış güneş enerjisi (CSP) tesislerinde termal enerji depolama (TES) uygulamaları için güçlü birer aday haline getirmektedir.

TEŞEKKÜR

Bu çalışma, Türkiye Bilimsel ve Teknolojik Araştırma Kurumu (TÜBİTAK) tarafından 223M467 numaralı proje kapsamında desteklenmiştir. Yazarlar, bu proje kapsamında TÜBİTAK tarafından sağlanan mali destekten dolayı teşekkür eder.

KAYNAKLAR

Abir F. M., Altwarah Q., Rana M. T. and Shin D., 2024, Recent Advances in Molten Salt-Based Nanofluids as Thermal Energy Storage in Concentrated Solar Power: A Comprehensive Review, Materials, 17, 955. https://doi.org/10.3390/ma17040955

Aljaerani H. A., Samykano M., Pandey A. K., Kadirgama K., George M. and Saidur R., 2022, Thermophysical Properties Enhancement and Characterization of CuO Nanoparticles Enhanced HITEC Molten Salt for Concentrated Solar Power Applications, Int. Commun. Heat Mass Transfer, 132, 105898. https://doi.org/10.1016/j.icheatmasstransfer.2022.105898

Aslfattahi N., Saidur R., Sidik N. A. C., Sabri M. F. M. and Zahir M. H., 2021, Experimental Assessment of a Novel Eutectic Binary Molten Salt-Based Hexagonal Boron Nitride Nanocomposite as a Promising PCM with Enhanced Specific Heat Capacity, Arch. Akad. Baru Articles, 68, 73–85.

Cabeza L. F., Martínez F. R., Zsembinszki G. and Borri E., 2024, Potential of the Use of Sodium Chloride (NaCl) in Thermal Energy Storage Applications, Energy Storage, 6, e70091. https://doi.org/10.1002/est2.70091

Fernández A. G., Galleguillos H., Fuentealba E. and Pérez F. J., 2015, Thermal Characterization of HITEC Molten Salt for Energy Storage in Solar Linear Concentrated Technology, J. Therm. Anal. Calorim., 122, 3–9. https://doi.org/10.1007/s10973-015-4715-9

Fernández A. G. and Cabeza L. F., 2020, Corrosion Evaluation of Eutectic Chloride Molten Salt for New Generation of CSP Plants. Part 1: Thermal Treatment Assessment, J. Energy Storage, 27, 101125. https://doi.org/10.1016/j.est.2019.101125

Grosu Y., Udayashankar N., Bondarchuk O., González-Fernández L. and Faik A., 2018, Unexpected Effect of Nanoparticles Doping on the Corrosivity of Molten Nitrate Salt for Thermal Energy Storage, Sol. Energy Mater. Sol. Cells, 178, 91–97. https://doi.org/10.1016/j.solmat.2018.01.002

Jeong S. and Jo B., 2023, Distinct Behaviors of KNO_3 and $NaNO_3$ in Specific Heat Enhancement of Molten Salt Nanofluid, J. Energy Storage, 57, 106209. https://doi.org/10.1016/j.est.2022.106209

Nekahi S., Vaferi K., Vajdi M., Moghanlou F. S., Shahedi Asl M. and Shokouhimehr M., 2019, A Numerical Approach to the Heat Transfer and Thermal Stress in a Gas Turbine Stator Blade Made of HfB_2, Ceram. Int., 45, 24060–24069. https://doi.org/10.1016/j.ceramint.2019.08.112

Prieto C., Tagle-Salazar P. D., Patiño D., Schallenberg-Rodriguez J., Lyons P. and Cabeza L. F., 2024, Use of Molten Salts Tanks for Seasonal Thermal Energy Storage for High Penetration of Renewable Energies in the Grid, J. Energy Storage, 86, 111203. https://doi.org/10.1016/j.est.2024.111203

Tagle-Salazar P. D., Cabeza L. F. and Prieto C., 2024, Transient Performance Modelling of Solar Tower Power Plants with Molten Salt Thermal Energy Storage Systems, J. Energy Storage, 97, 112793. https://doi.org/10.1016/j.est.2024.112793

Vallejo J. P., Ansia L., Calviño U., Marcos M. A., Fernández-Seara J. and Lugo L., 2023, Convection Behaviour of Mono and Hybrid Nanofluids Containing B_4C and TiB_2 Nanoparticles, Int. J. Therm. Sci., 189,

108268.
https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2023.108268

Xie B., Li C., Chen J. and Wang N., 2020, Exfoliated 2D Hexagonal Boron Nitride Nanosheet Stabilized Stearic Acid as Composite Phase Change Materials for Thermal Energy Storage, Sol. Energy, 204, 624–634. https://doi.org/10.1016/j.solener.2020.05.004

Yan C., Liang J., Zhong X., Li C., Chen D., Wang Z., Li S., Xu J., Wang H., Li Y., Zhang Y. and Liu H., 2022, BN White Graphene Well-Dispersed Solar Salt Nanofluids with Significant Improved Thermal Properties for Concentrated Solar Power Plants, Sol. Energy Mater. Sol. Cells, 245, 111875. https://doi.org/10.1016/j.solmat.2022.111875

Zou Z., Qin Y., Xue C., Zhu D., Fu H., Deng Z. and Huang Z., 2021, Thermal Properties, Oxidation Corrosion Behavior, and the In Situ Ceramization Mechanism of SiB_6@BPR/HF Composites under High-Temperature Corrosion, Corros. Sci., 193, 109913. https://doi.org/10.1016/j.corsci.2021.109913

ELASTOMER KOMPOZİTLERDE ISIL İLETKENLİK: TANECİK BOYUTU ETKİSİ

Tuba EVGİN*, Halil Doğacan Koca, Matej MİČUŠÍK*****
*Dokuz Eylül Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü,
35397 Tınaztepe-Buca, İzmir, tuba.evgin@deu.edu.tr,
**Dokuz Eylül Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Makina Mühendisliği A.B.D.,
Enerji Programı,35397 Tınaztepe-Buca, İzmir, halildogacan.koca@tr.bosch.com
***Polimer Enstitüsü SAS, Dúbravská cesta 9, 845 41 Bratislava, Slovakya, matej.micusik@savba.sk

Özet: Günümüzde teknolojinin hızlı gelişmesiyle birlikte, daha küçük, hızlı ve fonksiyonlu cihazlar kullanımı önemli derecede artmıştır. Bu gelişme doğrultusunda, elektronik cihazların yüksek çalışma kararlılığı ve uzun hizmet ömrüne sahip olması için, daha iyi özelliklere sahip malzeme talebi artmıştır. Ayrıca, elektronik cihazlarda ısıl yönetim önemli bir konu haline gelmiştir. Esneklik, hafiflik, iyi mekanik özellikler ve düşük maliyet gibi avantajları nedeniyle yaygın olarak tercih edilen elastomerler, düşük ısıl iletkenlikleri nedeniyle ısıl yönetim açısından sınırlayıcı olabilmektedir. Bu nedenle, son yıllarda, elastomerin ısıl iletkenliğini iyileştirmek için, elastomerlere yüksek ısıl iletkenliğe sahip karbon bazlı katkı maddelerinin eklenmesi konusu üzerine, son yıllarda yoğun olarak araştırmalar yapılmaktadır. Bu çalışmanın amacı, elastomer kompozitlerin ısıl iletkenliği üzerine farklı boyutlardaki karbon esaslı katkı malzemelerinin etkisi incelenmiştir. Bu amaçla, 0 boyutlu (0B) karbon siyahı (KS), 1B çok duvarlı karbon nanotüpler (ÇDKN) ve 2B grafen nanoplakçıklar (GnPs) kullanılarak, Etilen Propilen Dien Monomer (EPDM) bazlı kompozitler eriyik harmanlama yöntemi ile hazırlanmıştır. Hazırlanan elastomer kompozitlerin ısıl iletkenlikleri özel olarak tasarlanan düşük frekans çalışma aralığına ve arka tespit konfigürasyonuna sahip bir fototermal radyometri (FTR) yöntemi ile belirlenmiştir. Elde edilen sonuçlara göre, katkı maddesinin türünden bağımsız olarak, katkı oranının artması ile elastomer kompozitlerin ısıl iletkenliğinde artış gözlemlenmiştir. Özellikle, 1B yapıya sahip ÇDKN katkılı kompozitlerde, diğer katkı türleriyle karşılaştırıldığında, daha yüksek ısıl iletkenlik artışı gözlemlenmiştir. Bu durum, ÇDKN'lerin 1B yapısı ve yüksek en/boy oranına sahip olmalarından kaynaklanmaktadır.
Anahtar Kelimler: Elastomer, Karbon, Isıl İletkenlik, Kompozit.

THERMAL CONDUCTIVITY OF ELASTOMER COMPOSITE: THE PARTICLE SIZE EFFECT

Abstract: Nowadays, with the rapid development of technology, there has been a significant increase in the use of smaller, faster, and more functional devices. In line with this development, the demand for materials with better properties has increased in order to ensure high operational stability and extended service life of electronic devices. Moreover, thermal management has become a critical issue in electronic devices. Elastomers, which are widely preferred due to their advantages such as flexibility, lightness, good mechanical properties, and low cost, can have a limitation in terms of thermal management due to their low thermal conductivity. Therefore, in recent years, there has been increasing research interest in recent years on improving the thermal conductivity of elastomers by incorporating carbon-based additives with high thermal conductivity. The purpose of this study is to investigate the effect of carbon-based fillers with different dimensionalities on the thermal conductivity of elastomer composites. For this purpose, Ethylene Propylene Diene Monomer (EPDM)-based composites were prepared via melt mixing using 0-dimensional (0D) carbon black (CB), 1-dimensional (1D) multi-walled carbon nanotubes (MWCNTs), and 2-dimensional (2D) graphene nanoplatelets (GnPs). The thermal conductivities of the prepared elastomer composites were measured using a specially designed photothermal radiometry (PTR) method, featuring a low-frequency operating range and rear detection configuration. According to the obtained results, regardless of the type of additive, an increase in thermal conductivity of elastomer composites was observed with the increase of the filler content. Especially, the composites containing 1D MWCNTs exhibited a more significant increase in thermal conductivity compared to those with other filler types. This is attributed to the 1D structure and high aspect ratio of the MWCNTs.
Keywords: Elastomer, Carbon, Thermal Conductivity, Composite.

1. GİRİŞ

Etilen Propilen Dien Monomer (EPDM), yüksek elastikiyet, kolay işlenebilirlik, korozyon direnci, düşük maliyet ve yüksek nem direnci gibi birçok üstün özelliklere sahip sentetik bir elastomerdir. Bu özelliklerinden dolayı, inşaat, otomotiv ve kablo endüstrisi gibi alanlarda yaygın olarak kullanılmaktadır.

Fakat, EPDM'in düşük ısıl iletkenliği (~0,1–0,2 W/mK), bu malzemenin kullanım alanlarını kısıtlamaktadır. Gün geçtikçe teknolojinin gelişmesiyle birlikte, elektronik cihazlarının uzun bir servis ömrü ve istikrarlı bir çalışma sağlaması için ısıl yönetim konusuna önem artmaktadır. Yerel sıcaklık artışı ve düşük iletkenlik, EPDM bazlı malzemelerin servis ömrü ve güvenlikleri açısından olumsuz faktörlerdir (Ma vd, 2019). Bu nedenle, EPDM'nin ısıl iletkenliğini artırmak için, yüksek ısıl iletkenliğe sahip katkı maddeleri ile güçlendirilmesi giderek önem kazanmaktadır (Athawale vd, 2016). İletken katkı maddesi kullanılarak elastomerlerin ısıl iletkenliğinin artırılması özellikle termal arayüz malzemeleri, elektronik paketleme, piller, taşınabilir elektronik cihazlar, yüksek hızlı dinamik elastomerik ürünler, enerji iletim hatları için izleme ve erozyon karşıtı yalıtkanlar ile sıvı soğutmalı giysiler gibi alanlarda aktif bir araştırma konusudur (Hedge vd., 2025).

Karbonun allotropları, fullerenler, (0-B, karbon nanotüpler (KN'ler) (1B), grafen (2B) ve elmastır (3B). Karbonun her allotropik formunun kendine özgü ve farklı bir fiziksel özelliklere sahip olduğu (Al Sheheri vd., 2019). Bu nedenle, farklı karbon bazlı katkı maddeleri içeren polimer nanokompozitlerde özelliklerin iyileşmesi de farklılık göstermektedir (Safdari ve Al-haik, 2018). Örneğin, CNT'ler polimerlerin ısıl ve elektriksel iletkenliklerini iyileştirmede daha iyi bir performans sergilerken (Namasivayam ve Shapter, 2017; Safdari ve Al-haik, 2018), grafen, diğer karbon nano katkı maddelerine kıyasla trombosit yapısı nedeniyle daha yüksek gaz geçirgenlik direncine sahip olma ve daha düşük üretim maliyeti gibi belirli ek avantajlar sergile. (Safdari ve Al-haik, 2018). Bu özellikleri nedeniyle bazı uygulamalarda daha uygun bir alternatif olarak öne çıkmaktadır.

İletken katkı maddeleri arasında, düşük yoğunlukları ve yüksek ısıl iletkenlikleri nedeniyle karbon siyahı (KS), çok duvarlı karbon nanotüpler (ÇDKN), grafit ve grafen nanoplakalar (GnP) gibi karbon katkı maddeleri, EPDM'in ısıl özellikleri artırmak için yaygın olarak kullanılmaktadır (Safdari ve Al-Haik, 2013; Kwon vd, 2021). Yüksek ısıl iletkenlikleri (~3000 W/mK) sayesinde çok duvarlı karbon nanotüpler (ÇDKN), düşük katkı oranlarında bile EPDM'nin ısıl iletkenliğini yükselttiği görülmektedir. Aynı şekilde, yüksek ısıl iletkenlikleri ve geniş yüzey alanları sayesinde grafen nanoplakçıklar (GnPs) da EPDM'nin ısıl iletkenliklerinde önemli artış sağlamaktadır. Karbon bazlı katkı maddelerin içerisinde, karbon siyahı (KS) elastomer sektöründe en yaygın kullanılan katkı maddesi olup, elektriksel özellikleri iyileştirmesi yanında mekanik özellikleri de artırırken, tek başına ısıl iletkenlik artırma kapasitesi sınırlı kalmaktadır.

Bu çalışmada, farklı katkı oranlarında, tanecik boyutunun karbon bazlı EPDM kompozitlerin ısıl iletkenliği üzerindeki etkisi incelenmiştir. Bu çalışma kapsamında, polimer nanokompozitlerin ısıl iletkenlikleri özel olarak tasarlanan düşük frekans çalışma aralığına ve arka tespit konfigürasyonuna sahip bir FTR yöntemi kullanılarak belirlenmiştir.

2. MATERYAL VE YÖNTEM

2.1.Numuneler

Etilen-propilen-dien monomer (EPDM, Keltan 4450S), 2,2,4-trimetil-1,2-dihidrokinolin (AOX-TMQ) (Nord Chemie, İtalya), yağ (Unipetrol, Slovakya), çinko oksit (ZnO, Oddział Huta Oława, Polonya), tetra-metil tiyuram disülfid (TMTD, RDC S.r.l., İtalya), stearik asit (OLEOCHEM, Çekya) ve kükürt (CHEMICAL PLANTS "Siarkopol" TARNOBRZEG Ltd., Polonya) malzemeleri kullanılmıştır. KS katkı maddesi ÇDKN katkı maddesi ve GnP katkı maddesi Nanografi Co. Ltd. (Türkiye)'den temin edilmiştir. Kullanılan katkı maddelerinin özellikleri Tablo 1'de verilmiştir. Numuneler, 100 °C sıcaklıkta, 50 ml karıştırma haznesine sahip Brabender Plasticorder dahili karıştırıcı kullanılarak eriyik harmanlama yöntemi ile hazırlanmıştır. Karıştırma, 7 dakika boyunca 50 rpm hızında gerçekleştirilmiştir. Bileşenler, 30 rpm karıştırma hızında karıştırıcıya sırasıyla eklenmiştir. Hazırlama prosedüründe, ilk önce EPDM malzemesi 1 dakika boyunca eritilerek karıştırılmıştır. Ardından katkı maddesi, 1 phr AOX-TMQ, 5 phr ZnO ve 1 phr stearik asit ile birlikte karıştırma odasına eklenip 3 dakika boyunca karıştırılmıştır. Daha sonra 10 phr yağ eklenip 2 dakika boyunca karıştırma devam edilmiştir. Eriyik karıştırma işlemi, sırasıyla 30 saniye arayla 2.5 phr TMTD ve 0.5 phr kükürt eklenerek tamamlanmıştır. Karıştırma işleminden sonra ölçüm numuneleri, önce 160 °C'de basınçsız olarak 30 saniye boyunca, sonrasında basınç altında (5 MPa) 10 dakika boyunca bir sıcak pres içinde vulkanize edilmiştir. Numunelerde, katkı maddeleri 20 phr'ye kadar değişen katkı oranlarında hazırlanmıştır.

Tablo 1. Katkı maddelerinin özellikleri

Özellikler	*KS*	*ÇDKN*	*GnP*
Saflık (%)	99	92	99,9
Kalınlık (nm)			5
Boy (µm)		30-50	
Çap (nm)	56-70	7-16	18000
Yüzey Alanı (m^2/g)	40	260	170

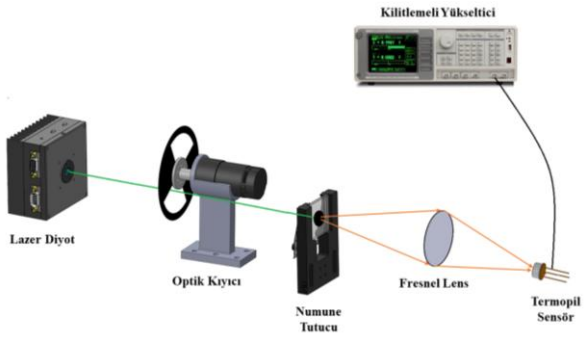
2.2. Fototermal Radyometri Yöntemi

Fototermal radyometri (FTR) yöntemi, modüle edilmiş bir lazer ışını ile uyarılan numunenin yüzeyinden yayılan siyah cisim kızıl ötesi (KÖ) radyasyonunun değişmesinin tespit edilmesine dayanmaktadır. Karbon katkı maddeli polimer kompozitler, uyarım için opak olma gereksinimini kolayca sağladıkları ve KÖ spektral aralıkta ölçüm yapılmasına olanak sağladıkları için için FTR ölçümleri için uygun örneklerdir. Ayrıca, yüksek KÖ yayma özelliğine sahip olmaları sayesinde, uyarım

sonucu ortaya çıkan FTR sinyali oldukça yüksektir (Chirtoc vd, 2016).

Bu çalışmada, düşük frekans aralığında çalışan ve arka tespit (AT) konfigürasyonuna göre tasarlanmış bir FTR sistemi kullanılmıştır. Uyarım kaynağı olarak, elektromanyetik spektrumda yeşil ışık bölgesine karşılık gelen λ=532 nm dalga boyuna sahip, 30 mW lazer diyot ışını tercih edilmiştir. Numune yüzeyine düşen lazer ışınının modüle edilmiş frekans aralığı, bir optik kıyıcı (chopper) tarafından sağlanmaktadır. Optik kıyıcı, AT-FTR sisteminde polimer kompozitlerin ısıl karakterizasyonu için uygun olan 0,1–10 Hz aralığında sürülür. Uyarım sonucunda numune yüzeyinden yayılan kızılötesi (KÖ) radyasyon, 12 cm odak uzaklığına sahip bir IR Fresnel lensyardımıyla toplanarak, termopil tipinde bir KÖ sensörün (Model: ZTP135SR) algılama yüzeyine odaklanmaktadır. Termopil sensörü (Model: ZTP135SR), numuneden yayılan KÖ ışınımın dalga boyuna duyarlıdır. Termopil sensor ile tespit edilen sinyal bir amplifikatör ile yükseltilir, bu yükseltilmiş sinyal daha sonra bir kilitlemeli yükseltici (Model: SR850, Stanford) tarafından periyodik sinyali ölçmek için kullanılır.

Numunenin ısıl özellikleri, kilitlemeli yükseltici tarafından ölçülen sinyalin genlik ve faz değerleri üzerinden belirlenmektedir. Sistem, düşük frekanslarda çalıştığı için, fototermal sinyalin normalizasyonu BPW21R model fotodiyot yardımıyla elde edilen elektronik transfer fonksiyonu kullanılarak sağlanmıştır. FTR ölçümlerine ait sistematik belirsizlik, deneysel tekrarlarla birlikte %5 olarak hesaplanmıştır. Deneysel kurulumun şematik görünümü Şekil 1'de gösterilmiştir.



Şekil 1. AT-FTR sistemin şematik görünüşü

Isıl yayınım katsayısı (α), $f^{1/2}$'ye karşı elde edilen logaritmik genlik ve bağıl faz verilerinin aynı eğime sahip olduğu frekans aralığında doğrudan hesaplanabilmektedir. Opak bir numunenin ön tespit-FTR sinyalinin ifadesi ilgili referansta detaylandırılmıştır (Chirtoc, 2009), burada ısıl olarak neredeyse kalın polimer kompozit örneklerin ısıl karakterizasyonu, KÖ ışınım ile elde edilen sinyalin genlik ve faz değerlerinin analiziyle yapılmıştır. Numune kalınlığının bilgisi ile ısıl yayınım katsayısı, aşağıdaki gibi hesaplanabilir:

$$\alpha = \pi \cdot d^2/(\text{eğim})^2 \quad (1)$$

Bu bağlamda, AT-FTR, yarı saydamlık sebebiyle oluşan hatalar için bir kendini kontrol etme yöntemi olarak tanımlanabilir (Chirtoc vd, 2012). Eğim yöntemi, FT tekniklerini kullanan birçok araştırmacı tarafından kullanılmıştır (Fuente vd, 2011; Martinez vd, 2015).

2.3. Isıl İletkenlik

Numunelerin ısıl iletkenliği, deneysel olarak elde edilen ısıl yayınım katsayısı (α) ile teorik olarak elde edilen özgül ısı (c_p) ve yoğunluk (ρ) değerleri ile hesaplanmaktadır.

$$k = \alpha \cdot \rho \cdot c_p \quad (2)$$

Teorik yoğunluk ve özgül ısı kapasitesi değerleri, sırasıyla 3. ve 4. ifadeler kullanılarak karışım teorisi ile elde edilmiştir.

$$\rho = \rho_m + (\rho_f - \rho_m) \cdot \varphi_{vol} \quad (3)$$

$$c_p = c_{pm} + (c_{pf} - c_{pm}) \cdot \varphi_{vol} \quad (4)$$

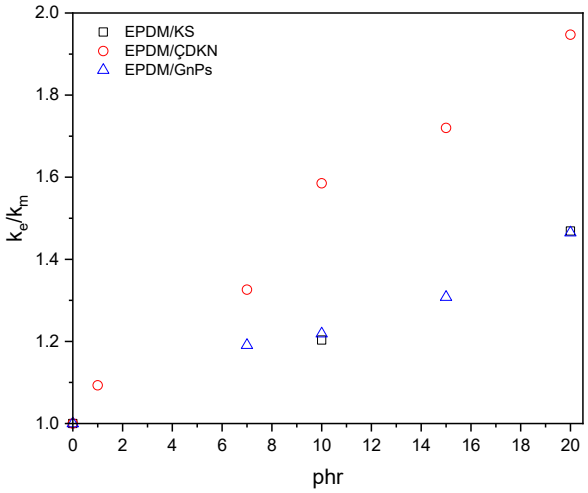
$\varphi_{vol,}$ dolgu maddesinin hacimsel katkı oranını belirtmektedir. ρ_m ve ρ_f sırasıyla matrisin ve dolgu maddesinin yoğunluklarını belirtmektedir. c_{pm} ve c_{pm} sırasıyla matrisin ve dolgu maddesinin özgül ısılarını ifade etmektedir.

3. BULGULAR VE TARTIŞMALAR

Faklı karbon bazlı katkı maddeleri ile takviye edilmiş EPDM kompozitlerin bağıl ısıl iletkenlikleri (k_e/k_m) Şekil 2'de gösterilmektedir. Saf EPDM'nin ısıl iletkenliği 0,190 W/mK'dir. Karbon bazlı katkı maddelerinin tipinden bağımsız olarak, katkı maddesinin oranı artıkça, EPDM bazlı kompozitlerin ısıl iletkenlikleri artmaktadır. Bunun nedeni, katkı maddelerin, polimer matris malzemeden daha yüksek ısıl iletkenliklerine sahip olmasıdır. Fakat, karbon bazlı katkı maddelerin yüksek ısıl iletkenlik değerlerine rağmen, kompozitlerin ısıl iletkenlikleri beklenenden daha az oranda artış göstermektedir. Bunun nedeni, katkı maddesi ve katkı maddeleri arasındaki, yüksek arayüz ısıl sınır direncinden dolayı fonon iletiminin engellenmesidir (Kim vd, 2016).

Şekil 2'de görüldüğü gibi, ÇDKN içeren EPDM kompozitlerin ısıl iletkenlikleri diğer katkı maddeli kompozitlere göre daha yüksek artışlar göstermektedir. 20 phr katkı maddesi oranında, EPDM/ÇDKN kompozit saf EPDM'ye kıyasladığında %94,7 artış göstererek 0,370 W/mK değerine ulaşmaktadır. EPDM/GnPs ve EPDM/KK kompozitler için ısıl iletkenlik değeri 0,279 W/mK olup, yaklaşık olarak %47 bir artış göstermektedir. Deney sonuçlarına göre, 1B'lu ÇDKN, 2B GnPs ve 0B KS göre %33 daha yüksek bir ısıl iletkenlik artışı sağladığını göstermektedir. Ayrıca, 2B GnPs ve 0B KS katkı maddeleri ilaveli EPDM kompozitler, yaklaşık aynı ısıl iletkenlik artışı göstermektedir.

Elde edilen sonuçlara göre, ÇDKN'nin 1B'lu yapısı ısıl iletken ağ yapısının oluşumunu kolaylaştırmakta vematris ve katkı maddesi arayüzü arasındaki fonon saçılmasını azaltmak, dolayısıyla ısıl iletkenliği artırmak için avantajlıdır. Daha küçük yanal uzunluğa sahip dolgu maddeleri, dolgu ve elastomer matris arasındaki arayüzey ısıl sınır direncine neden olarak daha yüksek yüzey enerjisi meydana getirdiği ve dolgunun homojen bir dağılımının sağlanmasını zorlaştırmaktadır (Zhao vd, 2022). 2B GnPs'ler daha büyük yüzey alanına sahip olmalarına karşın, KS katkı maddeleri, grafit kristal yapıları nedeniyle, daha güçlü fonon ısıl iletimi sağlar ve GnPs katkılı EPDM kompozitlerin ısıl iletim iyileşme oranları ile hemen hemen aynı oranlar göstermiştir. KS katkı oranının artmasıyla birlikte, matris içerisinde uzun dolgu zincirlerinin sayısı artar ve bu zincirler üç boyutlu bir ağ yapısı oluşturur; bu yapı da ısıl iletkenlikte önemli bir iyileşmeye yol açar (Ma vd., 2019).



Şekil 2. Karbon katkı maddeleriyle takviye edilmiş EPDM nanokompozitlerin, katkı oranına göre bağıl ısıl iletkenlik değerleri

4. SONUÇLAR

Bu çalışma kapsamında, farklı tanecik boyutlu karbon bazlı katkı maddeleri ile takviye edilmiş EPDM kompozitlerin ısıl iletkenlikleri, farklı katkı oranlarında FTR yöntemiyle belirlenmiştir. Isıl iletkenlik üzerine, katkı maddelerin tanecik boyutlarının ve konsantrasyonlarının etkisi, ısıl iletkenlik üzerine etkisi yorumlanmıştır. Çalışma sonucunda elde edilen sonuçlara göre, katkı maddesinin türünden bağımsız olarak, katkı maddesi oranı arttıkça, polimer kompozitlerin ısıl iletkenlikleri artmaktadır. Tüm karbon bazlı katkı maddeleri ile takviye edilmiş EPDM kompozitlerin ısıl iletkenliği, katkı maddesi ve matris malzeme arasında oluşan yüksek ısıl sınır direnci sebebiyle beklenenden az artmaktadır. 1B'lu ÇDKN takviyeli kompozilerin ısıl iletkenlikleri, 2B'lu GnPs and 0B'lu KS içeren kompozitlerden daha yüksektir. Bunun nedeni 1B'lu ÇDKN yapısal özellikleri ısıl iletim ağı kurmak için daha elverişlidir.

KAYNAKLAR

Ma A., Wang X., Chen Y., Yu J., Zheng W. and Zhao Y., 2019, Largely enhanced thermal conductivity of ethylene-propylene-diene monomer composites by addition of graphene ball. *Compos. Commun.*, 13, 119-124

Athawale A. A., and Joshi A. M., 2016, Electronic applications of ethylene propylene diene monomer rubber and its composites. Flexible Stretchable Electron. Compos., 305-333.

Hegde, M., Chandrashekar, A., Gopi, J. A., Parameswaranpillai, J., Prabhu, T. N., & Kotresh, T. M., 2025, Progress in thermally conducting elastomer nanocomposites and hybrid nanocomposites: A comprehensive review. *Applied Materials Today*, 44, 102727.

Al Sheheri, S. Z., Al-Amshany, Z. M., Al Sulami, Q. A., Tashkandi, N. Y., Hussein, M. A., & El-Shishtawy, R. M., 2019, The preparation of carbon nanofillers and their role on the performance of variable polymer nanocomposites. *Designed Monomers and Polymers*, 22(1), 8–53.

Safdari, M., & Al-haik, M. S., 2018, A review on polymeric nanocomposites: effect of hybridization and synergy on electrical properties. *In Carbon-based Polymer Nanocomposites for Environmental and Energy Applications* (113-146). Elsevier.

Namasivayam, M., & Shapter, J., 2017, Factors affecting carbon nanotube fillers towards enhancement of thermal conductivity in polymer nanocomposites: A review. *Journal of Composite Materials,* 51(26), 3657–3668.

Kwon Y. J., Park J. B., Jeon Y. P., Hong J. Y., Park H. S. and Lee J. U., 2021, A Review of Polymer Composites Based on Carbon Fillers for Thermal Management Applications: Design, Preparation, and Properties, *Polym.*, 13(8), 1312.
Kim H. S., Bae H. S., Yu J. and Kim S. Y., 2016, Thermal conductivity of polymer composites with the geometrical characteristics of graphene nanoplatelets. *Sci. Rep.* 6(1), 1-9.

Chirtoc M., Horny N., Tavman I. and Turgut A., 2016, Photothermal spectroscopy of polymer nanocomposites. In: Thomas S, Rouxel D, Ponnamma D, editors. *Chapter 11, Spectroscopy of polymer nanocomposites. Elsevier, Amsterdam,* 312-361.

Zhao H. Y., Yu M. Y., Liu J., Li X., Min P. and Yu Z. Z., 2022, Efficient Preconstruction of Three Dimensional Graphene Networks for Thermally Conductive Polymer Composites. *Nano-Micro Lett.*, 14(1), 1-40.

COMPARATIVE THERMAL ANALYSIS OF ALTERNATIVE NANOMATERIALS FOR USE IN MAGNETIC HYPERTHERMIA APPLICATIONS

Merve TUNÇ KOÇYİĞİT[1,*], Telem ŞİMŞEK[2], Meltem ASİLTÜRK ERSOY[3], İbrahim ATMACA[1]

[1]Akdeniz University, Faculty of Engineering, Department of Mechanical Engineering, 07058 Konyaaltı, ANTALYA, mervetunc@outlook.com, atmaca@akdeniz.edu.tr
[2]Hacettepe University, Institute of Science, Nanotechnology and Nanomedicine 06800, Çankaya, ANKARA, telem@hacettepe.edu.tr
[3]Akdeniz University, Faculty of Engineering, Department of Materials Science and Engineering, 07058 Konyaaltı, ANTALYA, meltemasilturk@akdeniz.edu.tr

Özet: Bu çalışmada, dekstran kaplı Fe_3O_4 ve farklı oranlarda dekstran kaplanmış Zn katkılı Fe_3O_4 nanopartiküllerinin manyetik hipertermi tedavisine yönelik termal davranışları incelenmiştir. Nanopartiküller, reflux yöntemi ile sentezlenmiş olup, kimyasal yapı analizleri manyetik çekirdek çevresinde dekstranın varlığını doğrulamıştır. Biyomedikal uygulamalar açısından kritik olan zeta potansiyeli ölçümleri, nanopartiküllerin kolloidal olarak stabil olduğunu göstermiştir. Her örneğin manyetizasyon özellikleri detaylı şekilde değerlendirilmiş ve tüm örneklerin yumuşak ferrimanyetik karakter sergilediği belirlenmiştir. En yüksek doyum manyetizasyonu 34 emu/g değeri ile ZF1 nanopartiküllerine ait bulunmuştur. Sıfır Alan Soğutma (ZFC) ve Alan Altında Soğutma (FC) manyetizasyon eğrileri, güçlü manyetik etkileşimlerin varlığını desteklemiştir. En yüksek manyetizasyon değerine sahip ZF1 örneğinin Spesifik Absorpsiyon Oranı (SAR) performansı incelendiğinde, 89.6 W/g değeri ile manyetik hiperterpi için umut vaat eden bir aday olduğu düşünülmektedir.

Anahtar Kelimler: Manyetik Hipertermi, Isıl Davranış, Spesifik Absorpsiyon Oranı (SAR)

Abstract: In this study, the thermal behaviors of dextran-coated Fe_3O_4 and Zn-doped Fe_3O_4 nanoparticles coated with varying amounts of dextran were investigated for magnetic hyperthermia treatment. The nanoparticles were synthesized using the reflux method, and chemical structure analyses confirmed the presence of dextran surrounding the magnetic core. Zeta potential measurements, which are critical for biomedical applications, showed that the nanoparticles were colloidally stable. The magnetization properties of each sample were thoroughly evaluated, and all samples exhibited soft ferrimagnetic behavior. The highest saturation magnetization value of 34 emu/g was observed for the ZF1 nanoparticles. The Zero Field Cooled (ZFC) and Field Cooled (FC) magnetization curves further confirmed the presence of strong magnetic interactions. When the Spesific Absorption Rate (SAR) performance of the ZF1 sample with the highest magnetization was examined, it was found to be 89.6 W/g, indicating that it is a promising candidate for magnetic hyperthermia.

Keywords: Magnetic Hypertermia, Thermal Behavior, Specific Absorption Rate (SAR)

INTRODUCTION

In recent years, magnetic hyperthermia has emerged as a promising method for cancer treatment due to its ability to be targeted and its controllable temperature increase. This treatment technique aims to induce localized heating through the application of an external magnetic field to superparamagnetic materials, thereby triggering apoptosis in tumor cells [1]. By applying heat, cancerous cells can be selectively destroyed within the temperature range of 42–45 °C, to which they are particularly sensitive. Since the success of the treatment depends on the heat generation capacity of the superparamagnetic particles used, optimizing the structural and magnetic properties of these particles is of great importance [2].

Iron (II, III) oxide nanoparticles (Fe_3O_4) are widely used in this field due to their superparamagnetic behavior and high magnetization values [3]. However, the heat generation capacity of pure Fe_3O_4 may be limited; thus, doping with different ions can enhance both magnetic and structural properties [4]. Additionally, to improve therapeutic efficacy, the nanoparticle surfaces should be coated with biocompatible polymers to ensure colloidal stability and to avoid any toxic effects in the body [5]. In this study, Zn-doped Fe_3O_4 nanoparticles were synthesized for magnetic hyperthermia applications, and their surfaces were coated with the biocompatible polymer dextran at three different ratios.

The magnetic hyperthermia performance of Zn–Fe_3O_4 systems coated with varying amounts of dextran will be evaluated by recording the time-dependent temperature

increase under an alternating magnetic field. Based on the obtained temperature–time data, the experimental SAR of the system will be calculated. This will enable a quantitative evaluation of the suitability of the nanoparticles for magnetic hyperthermia by determining the amount of heat generated per unit mass of nanoparticles.

MATERIAL AND METHODS

Nanoparticle Synthesis

For the synthesis of Dextran-coated Fe_3O_4 (ZF1), 6 mmol of $FeCl_3 \cdot 6H_2O$ is first added to 100 mL of deionized water that has been purged with nitrogen gas (N_2) for 10–15 minutes in a three-neck round-bottom flask equipped with a reflux condenser. After complete dissolution, 3 mmol of $FeCl_2 \cdot 4H_2O$ is introduced, and the mixture is heated to 40°C (this is referred to as mixture A). In a separate step, a certain amount of dextran is dissolved in 10 mL of deionized water under a nitrogen gas flow and subsequently added to mixture A. Then, NH_4OH solution is added dropwise to mixture A until the pH reaches 9.5. The entire mixture is then heated to 70°C and maintained at this temperature for 1 hour for thermal treatment. After cooling to room temperature, the product is washed with an ethanol–water mixture and dried in a vacuum oven at 60°C.
For the synthesis of Dextran-coated Zn-doped Fe_3O_4 (ZF2, ZF3, and ZF4), 0.64 mmol of $ZnCl_2$ (n/n)Zn/Fe=1/14(n/n) Zn/Fe = 1/14(n/n)Zn/Fe=1/14 is added to mixture A, and the procedure is completed in the same manner. Dextran is used at mass ratios of 1:1, 1:2, and 1:4 for ZF2, ZF3, and ZF4, respectively.

Characterization of Nanoparticles

Fourier Transform Infrared Spectroscopy (FTIR) was used to identify the chemical interactions between the surface and the core. A Zetasizer was employed to determine the colloidal stability and hydrodynamic diameter. Thermogravimetric Analysis (TGA) was used to quantify the amount of polymer on the surface. The magnetic properties of the samples were investigated using a Physical Property Measurement System (PPMS) and a Vibrating Sample Magnetometer (VSM).
The magnetothermal response of the sample was measured by using an Ambrell Easy Heat L1 model RF signal generator and Neoptix fiber optic temperature sensor in the presence of an AC magnetic field of frequency 300 kHz and amplitude 400 Oe. The heat generation capacity was evaluated by calculating the SAR value.

RESULTS AND DISCUSSION

As shown in Figure 1, an X-ray diffractometer (XRD, λ = 0.154059 nm) equipped with a Cu radiation source was used to investigate the crystal structure. The diffraction peaks observed at 35° (311), 43° (400), 57° (511), and 63° (440) are consistent with the ICDD standard data for magnetite (Fe_3O_4, card No. 00-019-0629) as well as with results reported in the literature [6].

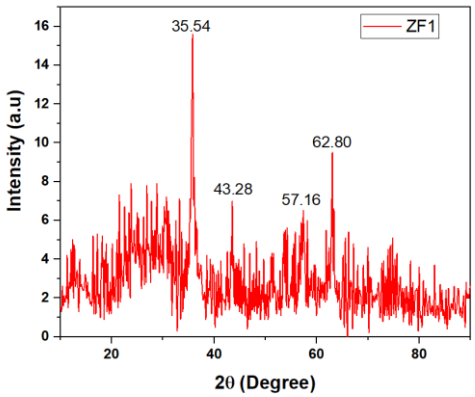
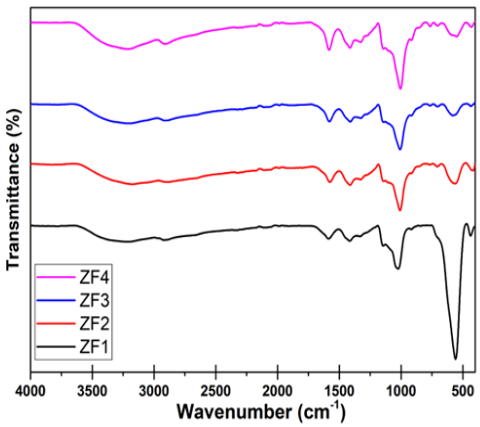


Figure 1. X-ray diffraction pattern of the ZF1 sample

The XRD spectra of the other samples could not be clearly interpreted due to the increasing coating thickness. The thick surface coating caused most of the X-rays to scatter, thereby attenuating the signals originating from the crystalline phase.

The surface chemical structure of the nanoparticles was evaluated using FTIR analysis (Figure 2).



surface.

Table 1. Zeta potential and DLS measurements of the samples

Sample	Zeta Potential (mV)	Z- Average (d.nm)
ZF1	-27.4	128.7
ZF2	-39.9	177.9
ZF3	-46.2	244.7
ZF4	-40.2	123.1

Zeta potential and DLS analyses revealed significant changes in the colloidal stability and surface charge characteristics of the nanoparticles depending on the coating ratios (Table 1). The ZF1 sample exhibited the lowest surface charge with a zeta potential of -27.4 mV, indicating weak electrostatic stability and limited dextran coating. In the ZF2 and ZF3 samples, the zeta potential

was measured as -39.9 mV and -46.2 mV, respectively. As the number of polymer groups increased, a higher negative surface charge was observed due to the contribution of –OH and –COH groups on the surface. The highest zeta potential value was obtained in the ZF3 sample, suggesting that the 1:2 coating ratio provides the most effective interparticle repulsion.

When evaluating the hydrodynamic diameter values, an increase was observed with increasing coating amount. This is consistent with the thickening of the dextran layer and aligns with the increased intensity of the C–O–C and O–H bands in the FTIR data.

FTIR analyses revealed that the intensity of the C–O–C and O–H bands increased with higher amounts of dextran coating, while DLS data directly supported this trend through an increase in particle size. In particular, both the FTIR and zeta-DLS results for the ZF3 sample indicate the point at which the coating is most effective. The decrease in size observed in the ZF4 sample suggests the formation of a more compact but thinner surface layer, indicating that excessive dextran may reduce coating efficiency.

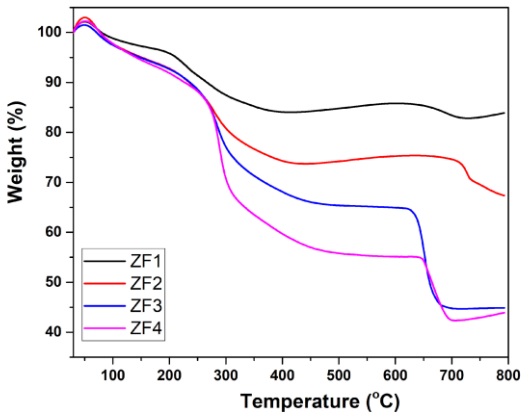


Figure 3. TGA Analysis of the Samples

Figure 3 shows the thermogravimetric analysis results of the nanoparticles carried out under a nitrogen atmosphere between 30 and 800 °C. In all samples, the first weight loss was observed between 100 and 200 °C, attributed to the removal of physically adsorbed water within the structures. A second weight loss occurred between 200 and 400 °C due to the thermal degradation of the dextran polymer. This loss increased proportionally with the amount of dextran and was most pronounced in the ZF4 sample [9]. Between 400 and 650 °C, dextran combustion continued, causing a gradual mass decrease, especially in the Zn-doped samples (ZF2, ZF3, ZF4). Finally, a third weight loss was observed between 650 and 750 °C, resulting from phase transformations and oxidation in the Fe_3O_4 core structure. The final mass loss percentages were approximately 17.18% for ZF1, 32.67% for ZF2, 43.97% for ZF3, and 57.62% for ZF4. These results demonstrate that increasing the coating thickness leads to higher mass loss.

The magnetic properties of the ZF1, ZF2, ZF3 and ZF4 samples were systematically investigated through magnetization versus field (M–H) (Fig.4) and magnetization versus temperature (M–T) (Fig.5) measurements using a Quantum Design Physical Property Measurement System (PPMS) equipped with a vibrating sample magnetometer (VSM). M–H measurements were carried out at both room temperature (300 K) and at 10 K to evaluate the field-dependent magnetic response across a wide temperature range. Additionally, M–T measurements were performed in an applied magnetic field of 500 Oe under both zero-field-cooled (ZFC) and field-cooled (FC) protocols, providing insights into the thermal evolution of the magnetic phases.

The M–H curves of all samples revealed soft ferrimagnetic behavior, characterized by narrow hysteresis loops and low coercivity, with saturation magnetization values increasing at lower temperatures

Among the studied samples, ZF1 exhibited the highest saturation magnetization of 34 and 27 emu/g at 10 K and 300 K, respectively. Sample possesses low coercivity of 26 Oe at room temperature. The M–T curves showed clear bifurcations between ZFC and FC paths, indicating magnetic irreversibility due to superparamagnetism. The persistent separation of ZFC and FC curves over a broad temperature range in ZF1 further confirmed the presence of robust magnetic interactions. Overall, the results confirm that all compositions possess soft magnetic characteristics

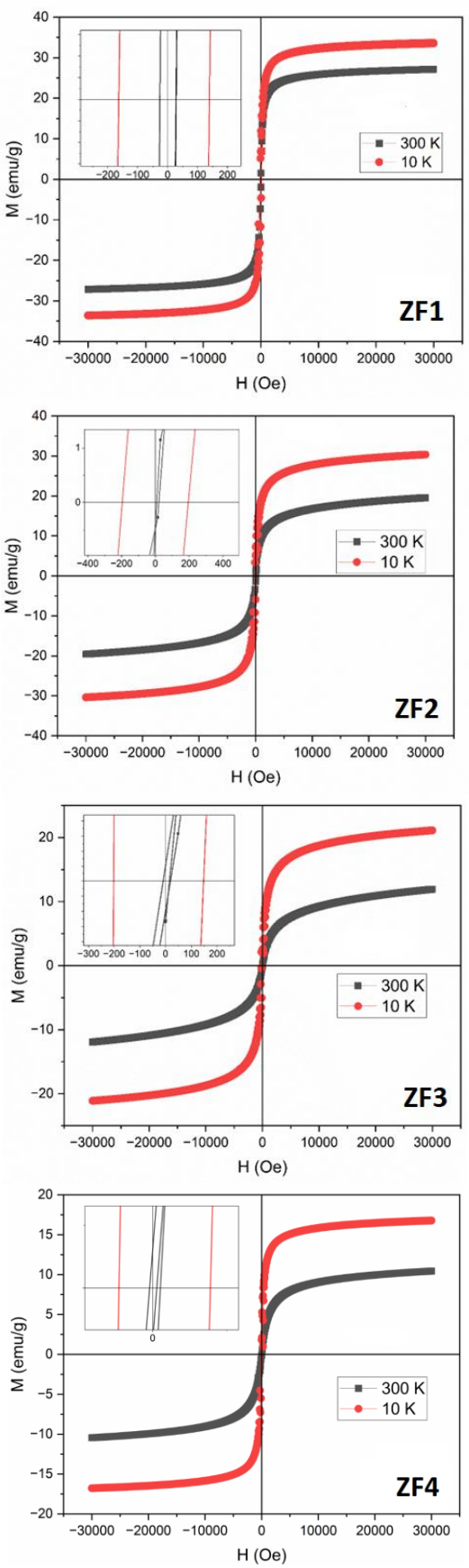


Figure 4. The curve of magnetization and applied magnetic field (M–H curve) for samples

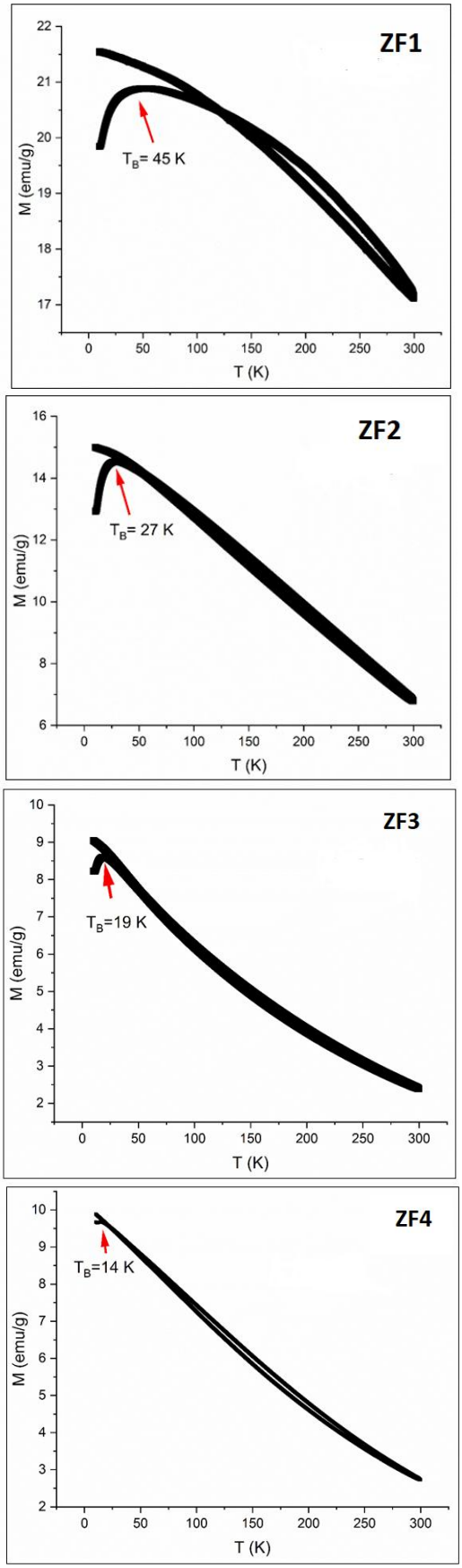


Figure 5. ZFC-FC curves of the samples

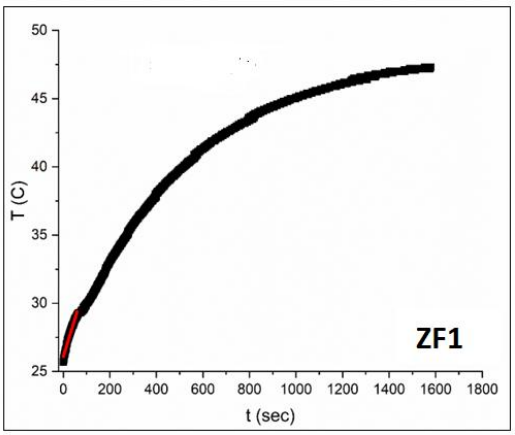


Figure 6. Time-dependent temperature increase of the ZF1 sample under an AC magnetic field

The magnetothermal response of the ZF1 sample was measured by using an Ambrell Easy Heat L1 model RF signal generator and Neoptix fiber optic temperature sensor in the presence of an AC magnetic field of frequency 300 kHz and amplitude 400 Oe. Before taking the measurements, the samples were ultrasonically dispersed in deionized water. The SAR value was calculated using Equation 1.

Equation 1. Spesific Asorption Rate (SAR)

$$\text{SAR} = \frac{C}{m_{\text{NP}}} \times \frac{dT}{dt}$$

C: heat capacity (J/ g.K)
m_{NP}: Nanoparticle mass (g)
dT/dt: Rate of temperature change (K/s or °C/s)

The SAR value of the ZF1 sample, exhibiting the highest saturation magnetization, was determined to be 89.6 W/g using Equation 1. This value indicates efficient heat generation, suggesting that the ZF1 sample possesses promising potential for magnetic hyperthermia applications.

CONCLUSION

We investigated the applicability of dextran-coated Fe_3O_4 and Zn-doped Fe_3O_4 nanoparticles coated with varying amounts of dextran for magnetic hyperthermia applications. Among the samples in which the presence of dextran polymer on the surface was confirmed, the dextran-coated Fe_3O_4 sample exhibited the best magnetization behavior. The addition of Zn to the structure did not result in any increase in saturation magnetization. This decrease in magnetization is attributed to both the reduced proportion of the magnetic core within the total mass and the increased presence of polymer groups on the surface, which may hinder the orderly alignment of magnetic spins. Nevertheless, the SAR value of the ZF1 sample, determined to be 89.6 W/g, indicates its potential as a promising material candidate for magnetic hyperthermia applications.

REFERENCES

[1] Peiravi, M., Eslami, H., Ansari, M., & Zare-Zardini, H. (2022). Magnetic hyperthermia: Potentials and limitations. *Journal of the Indian Chemical Society*, 99(1), 100269.

[2] Huang, J. Y., Chen, M. H., Kuo, W. T., Sun, Y. J., & Lin, F. H. (2015). The characterization and evaluation of cisplatin-loaded magnetite–hydroxyapatite nanoparticles (mHAp/CDDP) as dual treatment of hyperthermia and chemotherapy for lung cancer therapy. *Ceramics International*, 41(2), 2399-2410.

[3] Perecin, C. J., Tirich, B. M., Nagamine, L. C., Porto, G., Rocha, F. V., Cerize, N. N., & Varanda, L. C. (2021). Aqueous synthesis of magnetite nanoparticles for magnetic hyperthermia: Formation mechanism approach, high water-dispersity and stability. *Colloids and Surfaces A: Physicochemical and Engineering Aspects*, 627, 127169.

[4] Sahayaraj, R., Enoch, K., Pati, S. S., & Somasundaram, A. A. (2025). Cobalt doped Fe3O4 nanoparticles with improved magnetic anisotropy and enhanced hyperthermic efficiency. *Ceramics International*, 51 (15), 20786-20797.

[5] Albarqi, H. A., Wong, L. H., Schumann, C., Sabei, F. Y., Korzun, T., Li, X., & Taratula, O. (2019). Biocompatible nanoclusters with high heating efficiency for systemically delivered magnetic hyperthermia. *ACS nano*, 13(6), 6383-6395.

[6] Liu, J., Bin, Y. and Matsuo, M. 2012. Magnetic Behavior of Zn-Doped Fe3O4 Nanoparticles Estimated in Terms of Crystal Domain Size. The Journal of Physical Chemistry C, 116 (1): 134-143.

[7] Predoi, G., Ciobanu, C. S., Iconaru, S. L., Predoi, D., Dreghici, D. B., Groza, A., ... & Raita, M. S. (2021). Preparation and characterization of dextran coated iron oxide nanoparticles thin layers. *Polymers*, 13(14), 2351.

[8] Kothari, D. and Goyal, A. 2013. Structural characterization of enzymatically synthesized dextran and oligosaccharides from Leuconostoc mesenteroides NRRL B-1426 dextransucrase. *Biochemistry* (Moscow), 78 (10): 1164-1170.

[9] Shaterabadi, Z., Nabiyouni, G., & Soleymani, M. (2017). High impact of in situ dextran coating on biocompatibility, stability and magnetic properties of iron oxide nanoparticles. *Materials Science and Engineering: C*, 75, 947-956.

..

DOĞAL TAŞLARIN(ANDEZİT) BİR EVİN DUVARLARINDA FARKLI KALINLIKLARDA UYGULANMASI DURUMUNDA GERÇEKLEŞECEK ISI TRANSFERİ VE YOĞUŞMA OLAYININ İNCELENMESİ

*Aydın ATALAR, Erdem IŞIK, Gökhan KAHRAMAN**
Department of MechanicalEngineering, Munzur University, 62000 Tunceli, Turkey

Özet: Enerji verimliliği, sürdürülebilir yapı tasarımında giderek daha fazla önem kazanan bir konudur. Yapı malzemelerinin ısı yalıtımı, enerji tüketimi ve çevresel etkileri üzerindeki rolü, binaların performansını doğrudan etkilemektedir. Bu bağlamda, doğal taşlar, geleneksel ve modern yapı sektöründe önemli bir malzeme olarak değerlendirilmektedir. Bu çalışmada, Türkiye'nin Iğdır ili sınırları içerisinde yer altından çıkarılan doğal taşlar (Andezit) kullanılarak yapılan bir binanın duvarlarında sürekli rejim şartlarında oluşan ısıl performans ve yoğuşma miktarı değerlendirilmiştir. Hesaplamalar için Iğdır ili bölgesinde deniz seviyesinden 1625 m. yükseklikten çıkarılan doğal taş numunelerinin ısı iletim katsayıları ölçülmüştür. Bu numunelerin farklı duvar kalınlıklarında ısıl performansları ve duvarın iç kısmında yoğuşmaya maruz kalan kısım olup olmadığı incelenmiştir. Çalışmanın sonucunda doğal taşlar kullanılarak inşa edilen binaların enerji verimliliği üzerindeki etkileri incelenecek, doğal taşların ısı iletkenliği, termal konfor etkisi ve yalıtım performansı bağlamında değerlendirilmesi amaçlanacaktır. Yapılan enerji analizleri ile doğal taşların sürdürülebilir bina tasarımına katkıları ortaya konulacaktır. Yapılan çalışma, doğal taşlar kullanılarak yapılan binalarda enerji tasarrufu ve yoğuşmayı engelleme üzerine çalışan bilim insanları için örnek niteliğindedir.
Keywords: Doğal taşlar, Termal konfor, Yoğuşma

1.INTRODUCTION

Doğal taşlar, yüksek ısı kapasitesi, dayanıklılığı ve estetik özellikleriyle ön plana çıkmaktadır. Ancak bu malzemelerin enerji performansına etkileri, taşın türüne, yoğunluğuna ve kullanım şekline bağlı olarak değişkenlik gösterebilir. Geçmişte, özellikle sıcak iklimlerde taş binaların serinlik sağladığı ve ısıyı geç soğurması nedeniyle konforlu iç mekan koşulları sunduğu bilinmektedir. Ancak günümüzde enerji tüketiminin minimize edilmesi ve düşük karbon ayak izine sahip yapılar inşa edilmesi hedeflendiğinden, doğal taşların bu yöndeki etkilerinin detaylı olarak analiz edilmesi gerekmektedir.

Binalarda enerji tasarrufu, bina tipi, bina konumu, yapı malzemelerinin çeşitleri, yapı malzemelerinin binada uygulanış sıraları, yapı malzemelerinin kalınlıkları, iklim koşulları, ısıtma, soğutma ve aydınlatma tesisatları olmak üzere birçok faktöre bağlıdır [1]. Enerji tasarrufu bina sakinlerinin iç hava kalitesinden ve termal konforundan ödün vermeden başarılmalıdır [2]. Enerji tasarrufunun yanı sıra ısıtılan binalarda yoğuşma oluşmaması binada kullanılan yapı bileşenlerinin uzun ömürlü olması açısından önem arz etmektedir [3].

Doğal taşlar, inşaat sektöründe yaygın olarak kullanılan, yüksek katma değerli ve erişilebilir yapı malzemeleridir. Dünya genelinde doğal taş üretiminin %90'ından fazlası Çin, İtalya, Hindistan, İran, İspanya, Türkiye, Brezilya, Yunanistan ve Portekiz'de yoğunlaşmaktadır[4-5]. Avrupa'da ise taş cepheli, iç duvarları ve zeminleri doğal taşla kaplanmış binalar, hem estetik hem de kültürel mirasın korunması açısından önemli bir rol oynamaktadır. Doğal taşlar, çıkarıldıkları bölgeden temin edildiğinde, minimum işçilikle işlendiğinde ve uygun şekilde kullanıldığında, düşük çevresel etkiye sahip bir yapı malzemesi olarak değerlendirilmektedir[6-7]. Ayrıca, binalarda doğal taş kullanımının termal konfora olan etkileri üzerine çeşitli araştırmalar yapılmıştır. Örneğin, Genova ve Fatta, Palermo'daki tarihi bir binada, ISO 9869 standardına göre taş duvarların termal iletkenliğini ölçerek mimari mirasa yönelik bir termal veri çerçevesi oluşturmuştur[8]. Romero-Sánchez ve arkadaşları, doğal taşları Faz Değişim Malzemeleri (PCM) ile işleyerek, termal enerji depolama özelliğine sahip yenilikçi yapı malzemeleri geliştirmiş ve bu yöntemin binaların enerji tüketimini azaltabileceğini göstermiştir[9]. Türkiye'de yapılan bir çalışmada, Tufan ve Kun, farklı doğal taş türlerinin ısı iletkenliğini inceleyerek, yapı kaplamalarında yalıtım amacıyla en uygun taş türünü belirlemiştir[10]. Zhang ve Yan, doğal taşları, PCM ile birlikte kullanarak ısı transferini artıran



Şekil 1. Bina inşaatı ve yapımında kullanılan doğal taşlar (Andezit)

hibrit bir enerji depolama sistemi geliştirmiş ve bu sistemin enerji verimliliğini %8,3 ile %92,6 oranında artırdığını tespit etmiştir[11]. Zhang ve arkadaşları ise, granitin üstün termal difüzivitesi sayesinde erime sürecini %108 oranında hızlandırarak en iyi ısı transfer performansını sağladığını göstermiştir[12]. Nem ve yoğuşma üzerine yapılan çalışmalarda ise, You ve arkadaşları, yüksek nemli bölgelerde binaların iç yüzeylerinde oluşan nem yoğunlaşmasını analiz etmişlerdir[13]. Kim ve arkadaşları ise pencere yüzeylerinde oluşan yoğuşmayı önlemek amacıyla termal performansı yüksek çift cam sistemleri geliştirmiştir[14]. Huang ve arkadaşları ise, binalarda iç mekân nem dengesini optimize etmek için bir tasarım yöntemi önermiştir[15].

Bu araştırmalar, doğal taşların bina enerji verimliliği ve termal konfor açısından önemli bir malzeme olduğunu göstermektedir. Bu çalışmada ise, Türkiye'nin Iğdır ilinde Ağrı dağı eteklerinde çıkarılan doğal taşların ısı iletim katsayıları ölçülerek Iğdır ilinde yapılan bir binanın farklı duvar kalınlıklarında yapılan uygulamalarda oluşacak ısı transferi ve yoğuşma olayı hesapları yapılmıştır.

2.MATERIALS AND METHODS

Isı transferi ve yoğuşma hesapları için örnek aldığımız Iğdır ilinde bulunan binanın inşaatı ve duvarlarında kullanılacak doğal taşlar(Andezit) şekil 1'de gösterilmektedir.

Şekil 1'de görülen doğal taşlar Türkiye'nin doğu bölgesinde yer alan Iğdır ili civarında deniz seviyesinden 1625 m. yükseklikte çıkarılmıştır. Doğal taş olarak ifade edilen Andezit taşı volkanik bir kayaçtır. Yerkabuğunun derinliklerinde erir ve çatlaklar sayesinde yükselerek atmosferik alanda soğumayla oluşur. Iğdır bölgesi Türkiye'nin en yüksek dağı olan Ağrı dağı'nın eteklerinde bulunmaktadır. Ağrı Dağı'nın ana yapısını andezit bileşimindeki lavlar oluşturur. Dağın yamaçlarında, muhtemelen yarıklardan püskürmüş genç bazalt akıntıları bulunmaktadır. Süngerimsi yapıya sahip bazalt lavları, Iğdır-Doğubeyazıt asfaltına kadar yayılmıştır. Yükseldikçe yamaç eğimi artan dağın özellikle kuzeybatı ve güneydoğu yamaçları, yarıklardan ve parazit konilerden çıkan lavlarla büyük ölçüde kaplanmıştır [20].

Şekil 2'de ısı transferi ve yoğuşma hesaplamaları için örnek alınan binanın duvarlarının doğal taşlarla örülme aşaması görülmektedir.



Sekil 2.Doğal taslardan yapılan binanın görünümü

Şekil 2'de görülen binanın 296.76 m^2 duvar alanı, 49.77 m^2 betonarme alanı, 173.51 m^2 tavan ve taban alanı bulunmaktadır. Binanın sadece duvarları doğal

taşlardan yapıldığı için ısı transferi ve yoğuşma hesapları duvarlar için yapılacaktır.

Şekil 3'te ısı iletim katsayısı ölçümü için hazırlanan numuneler görülmektedir.

Şekil 3'te görüldüğü gibi doğal taşlardan üç adet farklı numune hazırlanmıştır. Bu numunelerin her birine beşer tane ısı iletim ölçümü uygulanmıştır. Numunelere ait ısı iletim katsayısı ölçüm sonuçları tablo 1'de görülmektedir.



Şekil 3.Isı iletim katsayısı için hazırlanan doğal taş numuneler

Tablo 1. Numunelerin ısı iletim katsayısı ölçüm sonuçları

Numune Ölçüm	A1 k(W/mK)	A2 k(W/mK)	A3 k(W/mK)
Ölçüm 1	0,296	0,278	0,323
Ölçüm 2	0,301	0,282	0,325
Ölçüm 3	0,301	0,280	0,326
Ölçüm 4	0,302	0,282	0,328
Ölçüm 5	0,300	0,281	0,326
Ortalama Değer	0,300	0,281	0,326

Tablo 1'de görülen her bir numune için beş adet ölçüm yapılıp bu ölçümlerin ortalaması alınarak her numune için bir ısı iletkenlik katsayısı belirlenmiştir. Hesaplamalarda ise üç adet numunenin belirlenen ortalama ısı iletim katsayılarının da ortalaması alınarak $A_{ortalama}$= 0,302333 W/mK değeri kullanılacaktır.

Binanın bitmiş halinin projesi şekil 4'de verilmektedir.

Şekil 4'de görülen binanın duvarlarına 10 cm, 20 cm, ve 30 cm kalınlığında doğal taşlar uygulandığı düşünülecektir. Bu durumda duvarlarda yoğuşma riskinin bulunup bulunmadığı ve ısı akısının nasıl değişeceği analiz edilecektir.

Şekil 4'de görülen binanın farklı duvar kalınlıklarında enerji performansı ve yoğuşma hesabı yapılabilmesi için ısı transferinin temel denklemlerinden faydalanılmıştır[21].

Çok katmanlı bir duvardaki geçici tek boyutlu ısı iletim denklemi şu şekilde yazılabilir:

$$k_j * \frac{\partial^2 T_j}{\partial x^2} = \rho_j * c_j * \frac{\partial T_j}{\partial t}, \qquad J = 1,2,\dots\dots,M \tag{1}$$

Denklem 1'de x ve t, sırasıyla uzay ve zaman koordinatlarıdır. T_j j'ninci tabakanın sıcaklığı, ρ_j, c_j ve k_j sırasıyla j'ninci tabakanın yoğunluğu, özgül ısısı ve termal iletkenliğidir.

Denklem 1'i çözmek için, bir başlangıç koşulu ve iki sınır koşulu belirlemek gerekir. Başlangıç koşulu olarak, rastgele bir tekdüze sıcaklık alanı varsayılabilir. Dış ve iç duvar yüzeylerindeki sınır koşulları ise sırasıyla denklem 2 ve 3'te görülmektedir.



Şekil 4. Binanın bitmiş halinin farklı açılardan görünümü

$$-k_1 * \left(\frac{\partial T}{\partial x}\right)_{x=0} = h_0 * (T_d(t) - T_{x=0}) \quad (2)$$

$$-k_M * \left(\frac{\partial T}{\partial x}\right)_{x=L} = h_i * (T_{x=L} - T_i) \quad (3)$$

Denklem 2'de h_0 dış taraftaki birleşik ısı transfer katsayısı, T_d dış ortam sıcaklığı, $T_{x=0}$ yapı bileşeninin x koordinatında 0 noktasındaki sıcaklığı, denklem 3'te h_i iç taraftaki birleşik ısı transfer katsayısı, T_i iç ortam sıcaklığı, $T_{x=L}$ yapı bileşeninin x koordinatında L noktasındaki sıcaklığı olarak tanımlanmaktadır.

Denklem 4'de yapı bileşeninin toplam ısı geçirgenlik katsayısı formülü görülmektedir.

$$\frac{1}{U} = \frac{1}{\propto_i} + \frac{1}{R_e} + \frac{1}{\propto_d} \quad (4)$$

Denklem 4'de $\frac{1}{\propto_i}$ iç yüzeyin yüzeysel ısı taşınım direnci (m^2K/W), $\frac{1}{R_d}$ toplam ısı iletkenlik direnci (m^2K/W), $\frac{1}{\propto_d}$ dış yüzeyin yüzeysel ısı taşınım direnci (m^2K/W) olarak tanımlanır.

İletim ve taşınım olaylarındaki ısıl dirençler Termodinamiğin 1. Kanununa göre denklem 5'de görüldüğü gibi enerji dengesi yazılarak bulunur.

$$\dot{Q}_{giren} - \dot{Q}_{çıkan} = \frac{dE_{duvar}}{dt} \quad (5)$$

Burada, iç ve dış sıcaklıkları sabit kabul ederek, sürekli rejimde bu problemi incelersek $\frac{dE_{duvar}}{dt} = 0$ olur.

Isı iletimi yoluyla transfer edilen ısı miktarını hesaplamak için denklem 6'da görülen Fourier Isı İletim Kanunu kullanılmaktadır.

$$\dot{Q}_{iletim} = -kA\frac{dT}{dx} \quad (6)$$

Denklem 6'daki diferansiyel denklemi 0'dan L'ye tanımlanan duvar kalınlığında ve T_1'den T_2'ye tanımlanan sıcaklıklarda çözümlemek için düzenlenirse denklem 7 elde edilir.

$$\int_0^L Q_{iletim}\, dx = \int_{T_1}^{T_2} kA dT \quad (7)$$

Denklem 7'deki integral çözülürse denklem 8 elde edilir.

$$\dot{Q}_{iletim} = kA\frac{T_1 - T_2}{L} \quad (W) \quad (8)$$

Denklem 8'de "k" ısı iletim katsayısını (W/m°C), "A" ısı transferine dik yüzey alanını (m^2), "L" duvar kalınlığını (m), "T_1" (°C) ve "T_2" (°C) sırasıyla iç ve dış sıcaklıkları ifade etmektedir.

Denklem 8 düzenlenirse denklem 9 elde edilir.

$$\dot{Q}_{iletim} = \frac{T_1 - T_2}{R_{iletim}} \quad (9)$$

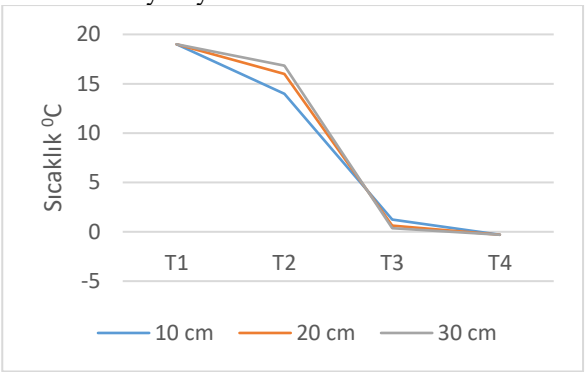
Denklem 9'da paydada elde edilen ifade ısı iletim direncini göstermektedir ve Denklem 10'da verilmektedir.

$$R_{iletim} = \frac{L}{kA} \quad (°C/W) \quad (10)$$

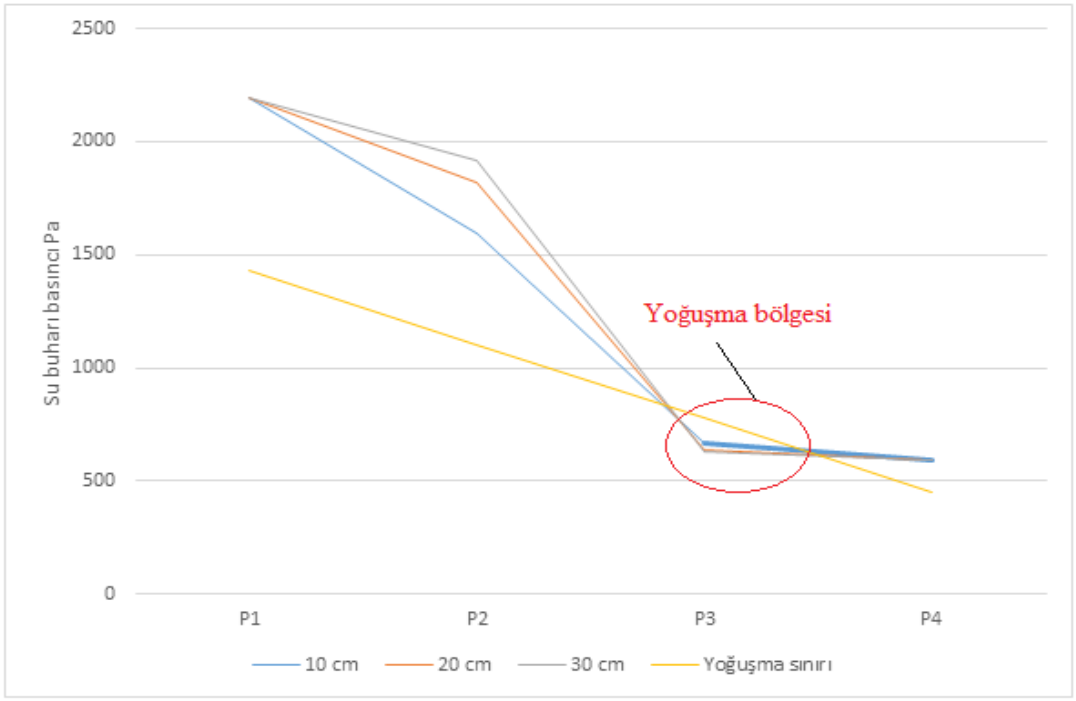
Yapı bileşenin her yüzeyi için sıcaklık farkları bulunduktan sonra her sıcaklığa denk gelen su buharı basınçları (Pa) belirlenir. Daha sonra iç ve dış ortam şartlarında bağıl nem oranları belirlenerek iç ve dış ortam sıcaklıklarına denk gelen su buharı basınçları ile çarpılır. Bu durumda oluşan grafik çizgisi yoğuşmanın gerçekleşmesi için sınır çizgisini oluşturmaktadır. Eğer yüzeyler için oluşturulan bağıl nem grafik çizgisi sınır çizgisi ile çakışırsa çakışan noktada yoğuşmanın oluşacağını söyleyebiliriz.

3.RESULTS AND DISCUSSION

Şekil 5'deki grafikte duvar yapımında kalınlıkları 10 cm, 20 cm ve 30 cm olan doğal taşların kullanılması durumunda duvar bileşenini oluşturan yapı elemanlarının yüzey sıcaklıkları verilmektedir.



Şekil 5.Farklı kalınlıklarda doğal taşlarla oluşturulan duvar modelindeki yapı bileşenlerinin yüzey sıcaklıkları



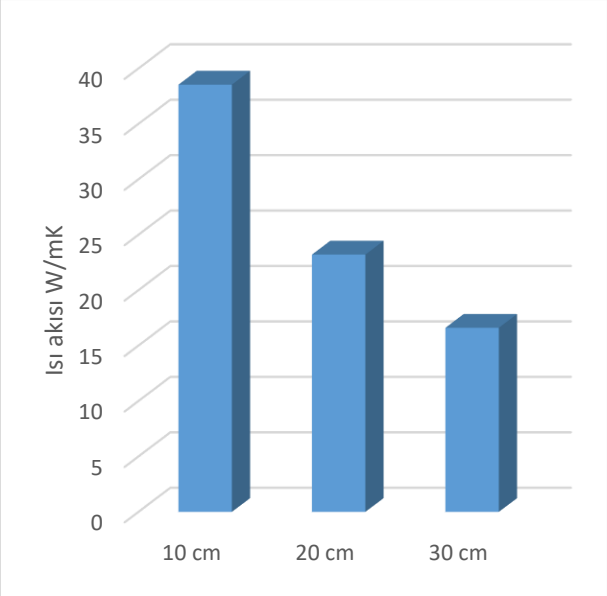
Şekil 6. Farklı kalınlıklarda doğal taşlarla oluşturulan duvar modelindeki yapı bileşenlerinde yoğuşma olayı

Şekil 5'deki grafikte T1 iç ortam sıcaklığı, T2 doğal taşın iç ortama bakan yüzey sıcaklığı, T3 doğal taşın dış ortama bakan yüzey sıcaklığı ve T4 dış ortam sıcaklığını ifade etmektedir. TS 825 standardına göre iç ortam sıcaklığı 19 ^{0}C, dış ortam sıcaklığı ise Iğdır ili Ocak ayı ortalama dış sıcaklığı olan -0,3 ^{0}C alınmıştır. Isıtılan iç ortama bakan doğal taşın yüzeyindeki T1 sıcaklığı grafikten görüldüğü gibi 10 cm duvar kalınlığında 13,98 ^{0}C, 20 cm duvar kalınlığında 15,98 ^{0}C ve 30 cm duvar kalınlığında ise 16,84 ^{0}C olarak hesaplanmıştır. Duvarın iç yüzey sıcaklıkları kıyaslanırsa 10 cm kalınlığındaki duvar ile 20 cm kalınlığındaki duvar arasında 2 ^{0}C sıcaklık farkı bulunmaktadır. Ayrıca 30 cm kalınlığında duvarın yüzey sıcaklığı 10 cm kalınlığındaki duvardan yaklaşık 3 ^{0}C, 20 cm kalınlığındaki duvardan ise yaklaşık olarak 1 ^{0}C fazladır. Bu durum doğal taş kalınlığının artmasından dolayı daha fazla ısıl direnç oluşmasından kaynaklanmaktadır. Isıtılan ortamla temas halinde olan iç duvar yüzey sıcaklığının yüksek olması ışınımla ısı transferini azaltacağından ısıl konforu artıran bir durumdur. T2 ve T3 sıcaklıklarında ise sıcaklık farkı azalmakta T4 sıcaklığında dış ortam sıcaklığının etkisi ile eşitlenmektedir.

Şekil 6'daki grafikte duvar yapımında kalınlıkları 10 cm, 20 cm ve 30 cm olan doğal taşların kullanılması durumunda duvar bileşenini oluşturan yapı elemanlarının yüzeylerinde meydana gelen yoğuşma olayı görülmektedir.

Şekil 6'daki grafikten görüldüğü gibi her üç duvar kalınlığında da yoğuşma olayı gerçekleşmektedir. Yoğuşma olayı her üç duvar kalınlığında da P3 noktasına yakın bir konumda başlamaktadır. P3 noktası duvarın dış ortama bakan yüzey basıncını ifade ettiği için yoğuşma olayı duvarın dış ortama yakın yüzeyinde gerçekleşmektedir. Bu istenmeyen bir durumdur. Zamanla binanın dış yüzeyi yoğuşma suyu nedeni ile kötü bir görüntüye sahip olacaktır. Ayrıca binanın ömrü azalacaktır. Bu durum bize doğal taşların tek başına binalarda kullanılmasının uygun olmadığını göstermektedir. Bina duvarlarında doğal taşlar kullanılırken iki doğal taş arasında belli kalınlıklarda yalıtım malzemesi kullanılması ısıl direnci artıracağından yoğuşma olayını da büyük ölçüde engelleyecektir.

Şekil 7'deki grafikte farklı kalınlıktaki duvar modelleri için 1 m^2 yüzey alanında oluşan ısı akısı grafiği görülmektedir.



Şekil 7. Farklı kalınlıktaki duvarlarda gerçekleşen ısı akıları

Şekil 7'deki farklı kalınlıktaki duvar modellerinde gerçekleşen ısı akıları görülmektedir. En yüksek ısı akısı beklenildiği gibi 10 cm kalınlığındaki duvarda 38,54 W/m^2 en düşük ısı akısı ise 30 cm kalınlığındaki duvarda 16,6 W/m^2 olarak gerçekleşmektedir. Duvar kalınlığı 10 cm'den 20 cm'ye çıkarıldığında ısı akısı %39,77 azalmakta, duvar kalınlığı 10 cm'den 30 cm'ye çıkarıldığında ise ısı akısı %56,9 oranında azalmaktadır. Elde edilen sonuçlardan duvar kalınlığı ile ısı akısının doğru orantılı olmadığı da anlaşılabilmektedir. Binanın 296,76 m^2 duvar alanına sahip olduğu düşünüldüğünde hesaplanan en yüksek ısı akısı ile en düşük ısı akısı arasındaki fark tüm duvar alanında enerji tasarrufu açısından dikkate değer bir miktar oluşturmaktadır. Aynı zamanda karbon salınımını da kayda değer bir oranda düşüreceği kaçınılmaz bir gerçektir.

4.CONCLUSIONS

Doğal taşların binalarda kullanımı hem dekoratif görüntüleri hem de ısıl performansları açısından giderek artmaktadır. Bu taşların binalarda doğru bir şekilde kullanımı enerji tasarrufu ve yapı bileşenleri içerisinde yoğuşma olayını önlemek açısından önemlidir. Bu çalışmada Türkiye'nin Iğdır ilinde doğal taşlardan(Andezit) yapılan bir konutun duvarlarının 10 cm, 20 cm ve 30 cm kalınlığında olması durumunda ısı transferi ve yoğuşma olayının etkileri incelenmiştir. Iğdır ili bölgesinde deniz seviyesinden 1625 m yükseklikten çıkarılan doğal taşlardan üçer farklı numune oluşturularak ısı iletim katsayıları ölçülmüştür. Numunelerin ısı iletim katsayılarının ortalamaları alınarak ısı transferi ve yoğuşma hesaplamalarında kullanılmıştır. Her üç duvar kalınlığında da yüzey sıcaklıkları hesaplanarak yoğuşma olayının gerçekleştiği tespit edilmiştir. Bu durum bina dayanımı ve yaşam konforu açısından olumsuz etkiler oluşturacağından bina duvarlarında böyle bir duvar modeli tercih edilmemelidir. Bina duvarlarında doğal taşlar kullanılırken iki doğal taş arasında belli kalınlıklarda yalıtım malzemesi kullanılması ısıl direnci artıracağından yoğuşma olayını da büyük ölçüde engelleyecektir. Ayrıca en düşük duvar kalınlığı ile en yüksek duvar kalınlığı arasında, ısı akısı %56,9 oranında azalmıştır. Isı akısı azalma oranının duvar kalınlığı ile doğru orantılı olmadığı da tespit edilmiştir.

REFERENCES

[1] J. L. Vivancos et al., A new model based on experimental results for the thermal characterization of bricks, *Building and Environment*, 44 (5) (2009) 1047-1052, https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2008.07.016

[2] T. M. I. Mahlia, A. Iqbal, Cost benefits analysis and emission reductions of optimum thickness and air gaps for selected insulation materials for building walls Maldives, *Energy*, 35 (2010) 2242-2250, https://doi.org/10.1016/j.energy.2010.02.011

[3] S. Mirrahimi et al., The effect of building envelope on the thermal comfort and energy saving for high-rise buildings in hot–humid climate, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 53 (2016) 1508–1519, http://dx.doi.org/10.1016/j.rser.2015.09.055

[4] M. Calkins, Materials for Sustainable Sites: A Complete Guide to the Evaluation, Selection and Use of Sustainable Construction Materials, *Jon Wiley & Sons Inc., Hoboken, New Jersey*, (2009).

[5] B. Villemus et al., Experimental assessment of dry stone retaining wall stability on a rigid foundation, *Engineering Structures,* 29 (2007) 2124-2132, https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2006.11.007

[6] R. Bruno and L. Paspaliaris, Ornamental and Dimensional Stone Market Analysis, *13, Osnet Editions, Athens, Greece*, (2004).

[7] J.C. Morel et al., Building houses with local materials: means to drastically reduce the environmental impact of construction, *Building and Environment* 36 (2001) 1119-1126, https://doi.org/10.1016/S0360-1323(00)00054-8

[8] E. Genova and G. Fatta, The thermal performances of historic masonry: In-situ measurements of thermal conductance on calcarenite stone walls in Palermo, *Energy and Buildings,* 168 (2018) 363-373, https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2018.03.009

[9] M.D. Romero-Sánchez et al., Treatment of natural stones with Phase Change Materials: Experiments and computational approaches, *Applied Thermal Engineering,* 48 (2012) 136-143, https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2012.05.017

[10] B. Tufan and M. Kun, Thermal Insulation Performance and Thermal Conductivity Evaluation of Natural Stones by Infrared Thermography, *Proceedings of the International Conference on Mining, Material and Metallurgical Engineering* (2014).

[11] S. Zhang and Y. Yan, Evaluation and optimisation of hybrid sensible-latent heat thermal energy storage unit with natural stones to enhance heat transfer, *Renewable Energy,* 215 (2023) 118921, https://doi.org/10.1016/j.renene.2023.118921

[12] S. Zhang et al., Hybrid sensible-latent heat thermal energy storage using natural stones to enhance heat transfer: Energy, exergy and economic analysis, *Energy,* 286 (2024) 129530, https://doi.org/10.1016/j.energy.2023.129530

[13] S. You et al., Study on moisture condensation on the interior surface of buildings in high humidity climate, *Building and Environment*, 125 (2017) 39-48, http://dx.doi.org/10.1016/j.buildenv.2017.08.041

[14] J. Kim et al., Double window system with ventilation slits to prevent window surface condensation in residential buildings, *Energy and Buildings*, 43 (2011) 3120–3130, https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2011.08.012

[15] H. Huang et al., Optimum design for indoor humidity by coupling genetic algorithm with transient simulation based on contribution ratio of indoor humidity and climate analysis, *Energy and Buildings*, 47 (47) (2012) 208-216, https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2011.11.040

[16] M. Karaoğlu and Ş. Çelim, The geology and soil features of eastern anatolia and igdir, *Journal of Agriculture*, 1, (1) (2018) 14-26,

[17] G. Kahraman, Comparison of heat transfer and condensation on the walls of buildings constructed with iron profiles versus other classic models, *Heat Transfer Research,* 52 (14) 1-10, https://doi.org/10.1615/HeatTransRes.2021038988

TECHNO-ECONOMIC ASSESSMENT OF A GRID-CONNECTED PVT-ASSISTED HEAT PUMP SYSTEM UNDER VARIABLE ELECTRICITY PRICING SCENARIOS

Ümran Özge ŞEBİK*, Başar ÇAĞLAR*, Mousa M.Fard, Nurdan Yıldırım*****
* Ankara Yildirim Beyazit University, Faculty of Engineering, Department of Energy Systems Engineering, 06010 Ankara, Turkey, umranozgesebik@aybu.edu.tr,
** Izmir Institute of Technology, Faculty of Engineering, Department of Energy Systems Engineering, 35430 Izmir, Turkey, basarcaglar@iyte.edu.tr
*** Yasar University, Faculty of Engineering, Department of Mechanical Engineering, 35100 Izmir, Turkey

Abstract: Heating of residential buildings constitutes a large share of total energy consumption. It is important to meet heat, and electricity demands of buildings from renewable energy sources to decrease their carbon footprint. To address this, the economic feasibility of a heat pump and PVT hybrid system, which meets both the electricity and heating needs of a residence located in Izmir, Turkey was investigated. The PVT system both reduces electricity consumption of the heat pump by meeting the heat load partially and covers the electricity demand by generation. Thus, it reduces the amount of electricity purchased from the grid, and the excess electricity is sold back to the grid, providing economic gain. Based on this principle, the economic model of the hybrid system was created, and the financial performance of the system was analysed using the Net Present Value (NPV) and Payback Period (PP) methods. The building model and load profile were created using Design Builder for a house with 117 m^2 floor area while the mathematical model of the combined heat pump-PVT system was developed in MATLAB. An analysis was conducted on the hourly load and generation profiles over the course of a one-calendar year period. Different scenarios with various electricity grid purchase and sale prices were developed, and the economic performance of the PVT-supported heat pump was evaluated through these scenarios for different heat pump-PV-T configurations. It is shown to significant impact on the payback period and overall economic benefits throughout the system life cycle. The study presents important findings on the economic viability of PVT-heat pump hybrid systems and highlights the impact of grid pricing policies and incentives on investment returns.

Anahtar Kelimler: Kılavuz, Basıma hazır makale.

1. INTRODUCTION

To meet the global temperature, increase target of 1.5°C, urgent greenhouse gas emission reductions are required, particularly in high-energy sectors such as building heating. According to the International Energy Agency (IEA), approximately 70% of total heating demand originates from space heating, and this demand is largely met by fossil fuels, resulting in significant CO_2 emissions (UNFCCC 2015). As a solution to this problem, air source heat pumps (ASHPs) stand out as a promising alternative thanks to their high efficiency and easy integration into residential buildings (Sarbu et al., 2014). However, the performance of ASHP systems is affected by ambient temperatures, with seasonal coefficient of performance (SCOP) values varying by up to 36% in colder climates (Z. Wang et al. 2021). ASHPs become unsustainable when operated with non-renewable electricity sources. Therefore, integrating ASHPs with photovoltaic-thermal (PVT) systems has received recent attention.

Photovoltaic-thermal (PVT) systems produce both electricity and heat, and with this feature, they can support the electricity needs of heat pumps. Recent studies have shown that hybrid PVT–heat pump systems increase energy performance and reduce grid dependency (Z. Wang et al. 2021). For example, showed a 16% increase in PV efficiency and a 43% increase in COP with a solar-assisted heat pump system. Similarly, a study conducted in the UK examined scenarios with different numbers of PVT panels (12, 20 and 24) and determined that the 12-panel system was the most suitable option with a 31% electricity coverage ratio and low investment cost (Wang et al. 2018). In another study, a Level Based Cost of Heat (LCOH) analysis was performed for different collector areas and heating load densities for residential buildings, and a low LCOH value of $0.0385/kWh was obtained for

the ASHP+PV combination with a 13.6 m² PVT area (Herrando et al. 2023). In a study conducted for a residence in Germany, increasing the PVT area resulted in solar contribution increasing to 39%, and it was concluded that it was economically viable with a positive Net Present Value (NPV) (Arnesson et al. 2025). TRNSYS simulations conducted for three different cities in Greece reported that PVT-supported HP systems reduced energy consumption and grid dependency, but the economic efficiency was limited in Athens due to its low heat demand (Giama et al. 2025).

2. SYSTEM DESCRIPTION

2.1 Specification of the House and Its Heating and Electricity Load

Heating and electrical load for the house is taken from the reference article and the characteristics of the house are given. The case study considers a single-storey, 117 m² detached house in Izmir, Türkiye, with 4 occupants (Bilir and Yildirim 2018). The house includes a living room, kitchen, bathroom, and three bedrooms, with indoor temperature set to 20°C during the heating season. The roof has a 30° tilt facing south for PV installation. Hourly outdoor temperatures were taken from Meteonorm. Heating loads were calculated based on outdoor conditions and the building's heat transfer coefficients, while the electricity load (DHW, lighting, appliances) was determined using Design Builder software. The overall heat transfer coefficients used for the building elements were 0.7 W/m²K for the walls and floor, 0.45 W/m²K for the roof, and 2.4 W/m²K for the windows (Bilir and Yildirim 2018).

2.2 Climate and Radiation Data

The thermal and electrical outputs of the PV/T system are influenced by ambient temperature, solar radiation, and wind speed for Izmir in 2023.

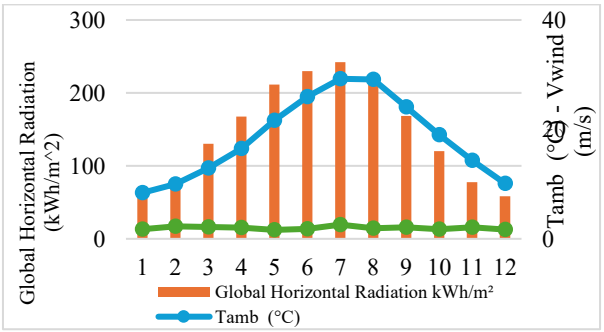


Figure 1. Monthly Distribution of GHI, Tamb, and Vwind in Izmir

As shown in Figure 1, monthly GHI peaks at ~250 kWh/m² in July and drops to ~60 kWh/m² in December. Ambient temperatures range from 8°C in January to 30°C in July–August, while average wind speeds remain around 2.5–3 m/s throughout the year.

2.3 Component Selection

In this study, a Samsung 5 kW R32 Monobloc Air Source Heat Pump was selected to comply with EU Ecodesign regulations and Turkey's SCOP standards, with a seasonal coefficient of performance (SCOP) of 3.5, suitable for İzmir's mild climate. For the photovoltaic component, a JA Solar JAM72D30-550/MB monocrystalline PV module was chosen due to its high efficiency, featuring a reference efficiency of 21.3%, a temperature coefficient of -0.35%/°C, and a maximum power output of 550 W under standard test conditions (1000 W/m², 25°C). The module has an effective surface area of 2.6 m², ensuring high energy yield in the Mediterranean climate.

3. METHODOLOGY

In this study, the energy and economic performance of a residential heat pump heating system was evaluated under two scenarios. Scenario 1 considers only the heat pump system as a reference case. Scenario 2 integrates photovoltaic-thermal (PVT) collectors with the heat pump system to assess the solar contribution, considering two configurations with 3 and 25 PVT modules. The economic performances of the systems were assessed by NPV and LCOH values were analysed. Assumptions used in the modelling and the mathematical foundations of the models are detailed in the following sections.

3.1 Assumptions and Limitations

-The study only concerns the heating load and electricity demand due to domestic hot water, lighting and home appliances. Cooling demand and other potential loads were not considered.
- Uniform temperature and radiation across all PV cells.
- Linear relationship between cell temperature and efficiency.
- Constant optical and electrical losses, ignoring soiling, shading, and aging effects.
- Linear dependency of electrical output on solar radiation, neglecting spectral and angle-related losses.
-Internal resistance and diode losses are not explicitly modelled, assumed to be included in the constant module efficiency.
- τα is 0.8 (thermal conversion)
- Heat transfer coefficient hf= 500 W/m²K (Tiwari and Sodha 2006).

The assumptions made for the economic analysis are stated below:

- The Dollar Exchange Rate for April 2025 is 1TL=0,026$
- Interest rate is approximately 0,05 taken from Central -- Bank of the Republic of Turkey [13]
- The energy price for has been determined as 0,066$/kWh by the EPDK,
- For residential applications, electricity sales to the grid are 0,011 $/kW from EPDK.
- The system life for PVT and heat pump is accepted as 20 years.

- O&M cost for PVT and HP is assumed to be 1% of installation costs.
- In LCOH and NPV analyses, fixed prices were studied, and the increase in electricity purchase/sale prices and the change in the dollar exchange rate were not considered.
- The PVT system cost was considered as 200 dollars per square meter, based on (Shboul et.al, 2024).
- For the heat pump, a 5-kilowatt unit was used, with a cost of 2148 dollars, according to (The Heat Pump Warehouse, 2025).

3.2 Thermal and Electrical Modelling

Bahaidarah et.al (2013) demonstrate that both numerical and experimental analyses were conducted and that their results are in close agreement. Consequently, the PVT thermal model in this study was established based on that validated reference methodology..

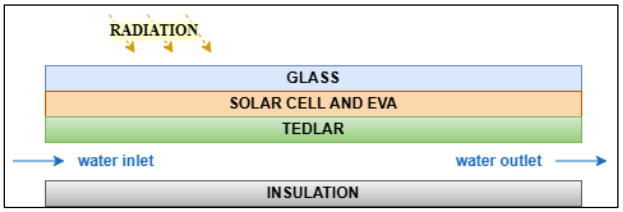


Figure 2. Layers of PVT adopted from (Bahaidarah et al. 2013)

The useful thermal energy gain Q_u from the collectors was calculated using the following equation:

$$Q_u = Ac * FR * (hp1 * hp2 * \alpha\tau * G - (UL * (T_{f,in} - T_{amb}))) \quad (1)$$

where A_c is PVT area, FR is heat removal factor, hp1 is the penalty factor due to the tedlar through the glass, hp2 is the penalty factor due to interface between the tedlar and working fluid, ατ the effective optical efficiency, G is the radiation incident of the tilted PVT panel,

$$P_{el} = \eta_{el} * A_c * G_T \quad (2)$$

Where η_{el} is electrical efficiency of PVT and calculated as:

$$\eta_{el} = \eta_{ref} * (1 - \beta * (T_{cell} - T_{amb})) \quad (3)$$

3.3 Economic Analysis

Internal Rate of Return (IRR): It is the discount rate that equates the present value of an investment's expected cash flows to zero and indicates the annual rate of return on the investment.

$$IRR \rightarrow NPV = \sum_{t=1}^{N} \frac{CF_t}{(1+IRR)^t} - C_{cap} = 0 \quad (4)$$

where t represents year, C_{cap} is total initial investment cost of the system, CF_t is the net annual cash flow, which consists of electricity savings, gas savings, and export revenues, minus the fixed operation and maintenance (O&M) costs. at the end of the period N, N is the service life of the project. The initial investment cost, operation and maintenance costs are shown in Table 8. The base interest rate and system lifetime were taken as 5% and 25 years.

Levelized Cost of Heat (LCOH): It is an economic indicator used for heating systems. It calculates the average cost of producing thermal energy per unit over the system's lifetime. Following the approach presented in (Yang et.al, 2021), the Levelized Cost of Heat (LCOH) is calculated as follows:

$$LCOH = \frac{I + \sum_{t=1}^{n} \frac{O_t}{(1+r)^t}}{\sum_{t=1}^{n} \frac{E_t}{(1+r)^t}} \quad (5)$$

Where I is the initial investment, n is the system lifetime,O_t is the operational cost in year t, and r is the discount rate.

$$LCOE_{total} = \frac{C_{cap,el} + \sum_{t=1}^{n} \frac{O\&M_t + \left(\left(\sum E_{grid\ to\ load}\right) * p_{buy}\right) - \sum E_{PVTtogrid} * p_{sell}}{(1+r)^t}}{\sum_{t=1}^{n} \frac{E_{el,load} + \left(\frac{Q_{heatingload}}{SCOP}\right)}{(1+r)^t}}$$

$C_{cap,el}$ is is the capital cost for the energy system, C_{el} is cost of grid electricity, $E_{el,load}$ is the total electricity load of the house.

4. RESULTS

4.1 Heating and Electricity Demand of House

Bilir and Yıldırım (2018) calculated the total annual heating load and electricity load of a 117 m² residential building in Izmir as 3037 kWh and 2183 kWh, respectively. These values were used as reference inputs for the performance evaluation of the systems studied in this study.

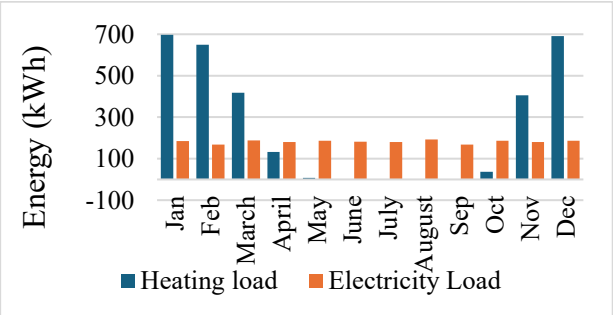


Figure 3. Heating and Electricity loads by months [11]

As illustrated in Figure 3, the monthly distribution of heating and electricity consumption. Heating demand is

higher in winter (January, February, December) and decline to almost zero in summer. The electricity demand is constant throughout the year due to the daily dependence on hot water, appliances and lighting factors, while heating demand is variable due to seasonal fluctuations.

4.2 Validation of PVT Thermal model

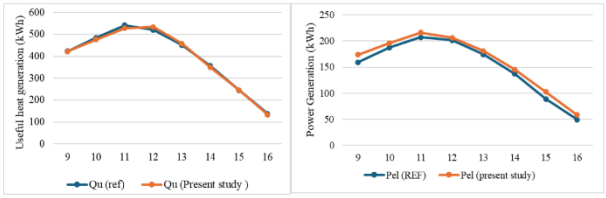


Figure 4.Validation results of PVT model

The validation results showed that the Mean Absolute Percentage Error (MAPE) for Qu values, the maximum relative error was found to be 3.21%, which is within acceptable limits for the model. Additionally, for power generation (Pel) values, the MAPE was calculated as 7.65% when compared with reference data from the literature, demonstrating the reliability of the developed model.

4.3 Electrical and Thermal Output of the PVT System

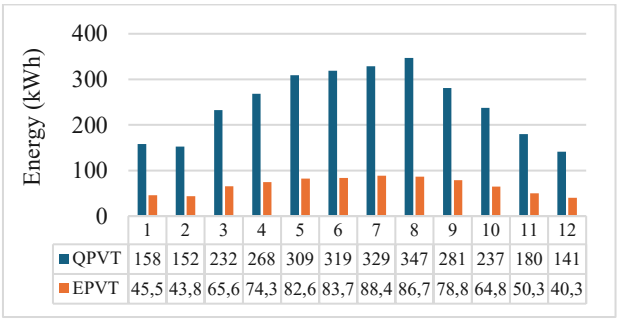


Figure 6. Monthly PVT Energy Production

As shown in Figure 6, thermal and electrical outputs of the PVT system increase during summer, peaking in August and reaching their lowest in December. The annual thermal and electrical outputs per collector were calculated as 2954.6 kWh and 804.9 kWh, respectively. These results align well with the findings of Başaran and Koç et al. , with a slight increase in electricity due to cooling and high-efficiency PV use (Başaran and Koç 2024). Compared to the study , the model produced similar daily outputs with minor differences due to system and climate variations, confirming the model's reliability (Aste, Leonforte and Del Pero 2015). To meet the annual heating demand (3037 kWh), at least three PVT units are required, and 25 PVT configuration was also analyzed for system scalability on a 72 m² south-facing roof.

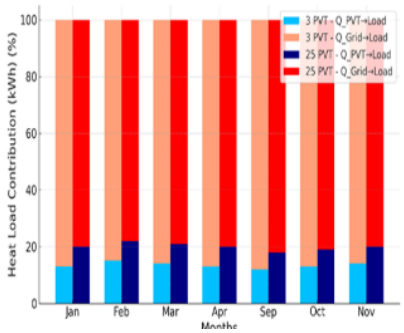


Figure 7. Monthly heating load contribution ratios from PVT and grid sources for 3-PVT and 25-PVT configurations.

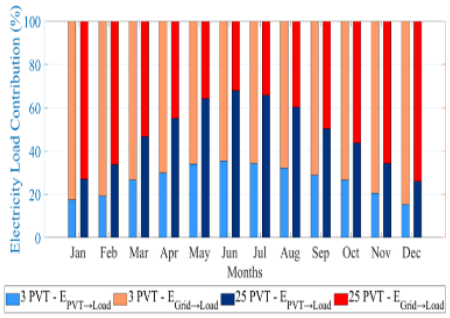


Figure 8. Electricity load contribution ratios from PVT and grid sources for 3-PVT and 25-PVT configurations.

As seen in the Figure 8, increasing the number of PVT collectors from 3 to 25 leads to a limited increase in heat load coverage. For instance, in January, the 3 PVT system provides around 13% coverage, while the 25 PVT system increases this to about 18%. However, the majority of the heat load continues to be supplied by the grid. The highest coverage of nearly 18% in March with 25 PVTs is due to moderate heating demand and advantageous solar conditions. Thus, optimizing the system requires not only increasing the PVT area but also aligning system design with actual heating demand. In Figure 8, while a 3-PVT configuration only meets 15-35% of electricity demand year-round, a 25-PVT installation boosts this contribution to up to 65% during the summer months of July and August. This significant improvement demonstrates the effectiveness of PVT scaling in meeting electricity needs, particularly during periods of high solar power. However, grid dependency remains high during winter months, even with 25 PVTs, highlighting the seasonal limitations of solar generation.

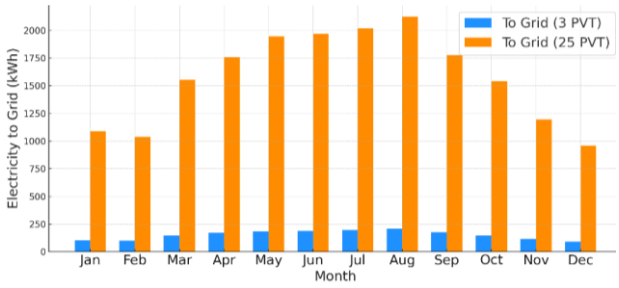
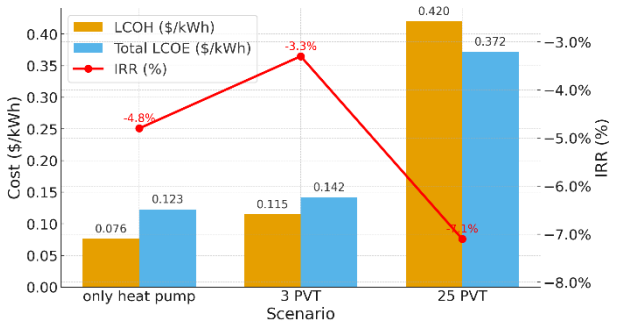


Figure 9. Monthly Distribution of Electrical Energy Transferred to the Grid

Figure 9 compares the monthly electricity output to the grid for the 3-PVT and 25-PVT configurations. As can be seen, the electricity output to the grid is more limited in the 3-PVT configuration and is more evenly distributed throughout the year. This demonstrates that increasing the number of PVT panels significantly increases the system's contribution to the grid

Table 1. Economical Parameters for Scenario 1 (Only Heat Pump)



While the natural gas price in Turkey is $0.032/kWh, the LCOH is $0.076/kWh (≈2.4× gas) for the heat pump alone, $0.115/kWh (≈3.6×) for the 3 PVT, and $0.420/kWh (≈13×) for the 25 PVT; the total LCOE is in the range of $0.123–0.372/kWh, and the IRR is negative at −4.8%, −3.3%, and −7.1%, respectively. The graph shows that as the PVT capacity increases, the LCOH/LCOE increases and the IRR decreases, with 25 PVT being particularly economically excessive. Therefore, thermal energy storage (e.g., PCM) is expected to transfer the collected heat during the day to the demand hours, reducing the heat pump operating time and providing the same coverage with a smaller PVT area; thus, it becomes possible to improve the IRR by reducing the LCOH/LCOE.

5. CONCLUSION

As a result, the graph shows that as PVT capacity increases, LCOH and total LCOE increase, while IRR decreases; in particular, 25 PVTs are economically oversized. This finding suggests that integrating thermal energy storage (e.g., PCM) to transfer daytime heat collected to demand hours can reduce heat pump runtime, achieve the same coverage with a smaller PVT area, and thus reduce LCOH/LCOE and improve IRR.

REFERENCES

Arnesson, H., A. V. Olympios, A. A. Harraz, ve J. Xu. 2025. "Comprehensive energy, economic, and environmental analysis of a hybrid photovoltaic–thermal (PVT) heat pump system." *Energy* 331: 136563. https://doi.org/10.1016/j.energy.2025.136563

Aste, N., F. Leonforte, ve C. Del Pero. 2015. "Design, modeling and performance monitoring of a photovoltaic-thermal (PVT) water collector." *Solar Energy* 112: 85–99. https://doi.org/10.1016/j.solener.2014.11.013

Bahaidarah, H. M. S., A. Subhan, P. Gandhidasan, ve S. Rehman. 2013. "Performance evaluation of a PV (photovoltaic) module by back surface water cooling for hot climatic conditions." *Energy* 59: 445–453. https://doi.org/10.1016/j.energy.2013.07.050

Başaran, K., ve İ. Koç. 2024. "PV/T system application for renewable heat and electric energy in buildings: Performance and techno-economic analysis." *Isı Bilimi ve Tekniği Dergisi* 44(2): 359–373.

Bilir, L., ve N. Yildirim. 2018. "Determination of optimum insulation thickness for different climatic regions of Turkey based on heating and cooling degree-days." *Applied Thermal Engineering* 130: 1–11. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2017.10.009

Central Bank of the Republic of Türkiye (CBRT). 2025. *Main economic indicators*. https://www.cbrt.gov.tr/

Giama, E., K. Sittas, G. Chantzis, ve A. Papadopoulos. 2025. "Carbon neutrality in the building sector: Optimization of heat pumps operation in combination to PV/T as auxiliary renewable energy system." *Energy* 330: 136726. https://doi.org/10.1016/j.energy.2025.136726

Herrando, M., A. Coca-Ortegón, I. Guedea, ve N. Fueyo. 2023. "Experimental validation of a solar system based on hybrid photovoltaic-thermal collectors and a reversible heat pump for the energy provision in non-residential buildings." *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 178: 113233. https://doi.org/10.1016/j.rser.2023.113233

International Energy Agency (IEA). 2022. *The Future of Heat Pumps*. https://www.iea.org/reports/the-future-of-heat-pumps

Islam, M. T., M. S. Hossain, ve R. Saidur. 2016. "A comprehensive review of cooling technologies for photovoltaic modules." *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 78: 23–35. https://doi.org/10.1016/j.rser.2017.04.094

Pei, G., J. Li, J. Ji, Y. Su, ve Y. Jiang. 2008. "Experimental study and evaluation of a hybrid solar–air source heat pump system." *Applied Thermal Engineering*

28(14–15): 1819–1826. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2007.11.001

Sarbu, I., D. Dan, ve C. Sebarchievici. 2014. "Performances of heat pump systems as users of renewable energy for building heating/cooling." — (Çevrimiçi ön baskı). Erişim: https://www.researchgate.net/publication/261983844

Shboul, B., M. E. Zayed, W. M. Ashraf, M. Usman, D. Roy, K. Irshad, ve S. Rehman. 2024. "Energy and economic analysis of building integrated photovoltaic thermal system: Seasonal dynamic modeling assisted with machine learning-aided method and multi-objective genetic optimization." *Alexandria Engineering Journal* 94: 131–148. https://doi.org/10.1016/j.aej.2023.12.008

The Heat Pump Warehouse. t.y. *Air source heat pumps & accessories*. 18 Temmuz 2025'te erişildi. https://www.theheatpumpwarehouse.co.uk/

Tiwari, A., ve M. S. Sodha. 2006. "Performance evaluation of solar PV/T system: An experimental validation." *Solar Energy* 80(7): 751–759. https://doi.org/10.1016/j.solener.2005.07.006

Wang, G., Y. Li, J. Zhao, ve Y. Jin. 2018. "Performance analysis of a novel photovoltaic/thermal assisted heat pump system." *Energy and Buildings* 158: 1262–1274. https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2017.11.036

Wang, Z., M. B. Luther, M. Amirkhani, C. Liu, ve P. Horan. 2021. "State of the art on heat pumps for residential buildings." *Buildings* 11(8): 350. https://doi.org/10.3390/buildings11080350

ULIBTK'25 Uluslararası Katılımlı 25. Isı Bilimi ve Tekniği Kongresi

10-12 Eylül 2025, ADANA

3D BASKI TEKNOLOJİSİYLE ÜRETİLEN ISI GERİ KAZANIM EŞANJÖRLERİNDE KULLANILAN MALZEMELERİN ETKİSİ

Büşra ÖZEN*

Doğu İklimlendirme San. ve Tic. A.Ş.,AR-GE Mühendisi, 35477 Tekeli, İZMİR busra.ozen@dogu.com.tr

Özet: Bu çalışmada, ısı geri kazanım cihazlarında kullanılan eşanjörlerin 3D yazıcı ile üretimi ve kullanılan filament türlerinin ürün performansına etkisi incelenmiştir. Endüstriyel yöntemlerle üretilen eşanjörlerin yerine, 3D baskı ile imalat yöntemi kullanılarak birbirinden farklı özelliklere sahip filament malzemeleri ile prototipler incelenmiştir.

Çalışmada özellikle filamentlerin ısıl iletkenliği, malzeme dayanımı, yüzey pürüzlülüğü, korozyon direnci ve termal dayanıklılığı gibi temel özellikleri ile değerlendirilmiştir, ardından filament türlerinin performans verileri belli kriterlere göre ele alınmıştır. Bu verilerde, ısı transfer verimi, basınç kaybı ve yapısal dayanımı gibi kriterler esas alınmıştır. Çalışmalar sonucunda grafik ve tablo çalışmaları ile kritize edilmiştir.

Sonuç olarak filament seçiminin eşanjörün hem ısıl performansını hem de uzun vadeli dayanıklılığını ve çalışma performansını etkilediği görülmüştür. Özellikle ısıl iletkenliği, korozyona ve sıcaklığa dayanıklılığın filamentlerde ısı geri kazanım veriminde ne şartlarda etkilediği ve maliyeti nasıl etkilediği tablo ve grafik çalışmalarıyla filament cinsi performans ayrımı yapılarak belirtilmiştir.

Bu çalışmayla 3D yazıcı ile eşanjör imalatının getirdiği avantajlar ve dezavantajlarla 3D baskı yönteminin tedarikçi için sunduğu imkanlar dikkate alınarak bu imalat yöntemini ele alınmış bulunmaktadır.

Anahtar kelimeler: 3D baskı, Isı geri kazanım, Eşanjör, Filament malzemeler, Isıl iletkenlik, Korozyon direnci, Yüzey pürüzlülüğü, Termal dayanıklılık, Basınç kaybı, Yapısal dayanım

THE EFFECT OF MATERIALS USED IN HEAT RECOVERY EXCHANGERS MANUFACTURED BY 3D PRINTING TECHNOLOGY

Abstract: In this study, heat recovery exchangers were manufactured by 3D printing, and the effect of different filament types on product performance was investigated. Instead of exchangers produced by traditional industrial methods, prototypes were fabricated using 3D printing with filaments that have varying properties.

The study focused on key material characteristics—thermal conductivity, mechanical strength, surface roughness, corrosion resistance and thermal durability—and then evaluated performance data for each filament type according to specific criteria. The performance metrics considered were heat transfer efficiency, pressure drop and structural integrity. The results were analyzed and critiqued through graphs and tables.

As a result, it was found that the choice of filament affects not only the thermal performance of the exchanger but also its long-term durability and operational behavior. In particular, the ways in which thermal conductivity and resistance to corrosion and temperature influence heat recovery efficiency and cost were delineated by comparing performance across filament types.

This work addresses the advantages and disadvantages introduced by 3D printing for exchanger manufacturing and discusses the opportunities this method offers to suppliers.

Keywords:3D Printing, Heat Recovery, Exchanger, Filament Materials, Thermal Conductivity, Corrosion Resistance, Surface Roughness, Thermal Durability, Pressure Drop, Structural Strength

1- GİRİŞ

Günümüzde enerji verimliliği ve sürdürülebilirlik , hem bireysel hem de endüstriyel ölçekte her geçen gün daha fazla önem kazanmaktadır. Bu doğrultuda, HVAC sistemlerinde kullanılan ısı geri kazanım eşanjörleri, sistemden çıkan atık ısının tekrar değerlendirilmesini sağlayarak enerji tasarrufuna doğrudan katkıda bulunur. Bu sadece enerji maliyetlerini düşürmekle kalmaz, aynı zamanda çevresel etkilerin azaltılmasına da yardımcı olur.

Son yıllarda, bu tür sistemlerin üretiminde geleneksel yöntemlere alternatif olarak 3D baskı teknolojisi dikkat çekmeye başlamıştır. Bu teknoloji; üretim sürecinde maliyetleri düşürmesi, tasarımda daha fazla esneklik sağlaması ve prototipleme sürecini hızlandırması gibi birçok avantaj sunmaktadır. Ancak bu avantajlardan tam anlamıyla yararlanabilmek için, kullanılan filament malzemelerin ısıya dayanıklılığı, mekanik gücü ve kimyasal direnci gibi özelliklerinin uygulamaya uygun olması büyük önem taşır.

2-MALZEME VE YÖNTEM

2.1-Isıl İletkenlik

Isı transferi, eşanjörün temel işlevlerinden birisi olduğu için malzemenin ısı iletim katsayısı önemlidir.
Plastik malzemelerin ısı iletkenliği düşüktür. (0,1-0,25 W/ mK). Ancak yüzey alanı geniş tasarımlar ve ince duvar kalınlıkları ile bu dezavantaj, genişletilmiş yüzey alanı ve ince duvar kalınlığı ile kısmen dengelenebilir.
Alternatif olarak karbon fiber takviyeli filamentler ya da özel iletken polimerler kullanılabilir ancak maliyet daha yüksektir.

Tablo 1. Filamentlerin ısıl iletkenlik katsayısı aralık değerleri

	ISIL İLETKENLİK KATSAYISI (W/m·K)
PLA	0.16-0.18
PETG	0.19-0.21
PP	0.17-0.22
ABS	0.14-0.21
ASA	0.17-0.19

2.2-Korozyon Direnci

Çapraz akışlı ve ters akışlı eşanjörlerde yoğuşma kaçınılmazdır. Bu yüzden korozyona dayanıklı malzemeler kullanılmalıdır.
PLA yoğuşma suyuyla temas ettiğinde zamanla deforme olabilir. PETG suyla temasa PLA ya oranla çok daha fazla dayanıklıdır.
PP(Polipropilen) kimyasallara ve suya karşı dirençlidir. Ancak 3D basımı zordur ve maliyeti yüksektir.
ASA ve ABS filamentler yoğuşmaya karşı daha dayanıklıdır ve maliyeti diğer filamentlere kıyasla daha uygundur.

2.3-Mekanik Dayanım

Eşanjör kanatları, yüzeyi ve iç yapısı hava basıncına, darbelere sıcaklık farklarına dayanıklı olmalıdır. Bu yüzden yüksek mukavemetli filamentler tercih edilmelidir.
PLA; Baskı sonucu rijit olmasına karşın darbelere karşı ve sıcaklık farklarına karşı çok dayanıklı değildir.
PETG; PLA` ya oranla daha esnek ve dayanıklıdır.
PP (Polipropilen); Darbelere, ısıya, bakteri ve birçok kimyasal maddeye karşı dayanımı yüksektir.
ABS; Darbelere, ısıya, elektriğe ve birçok kimyasal maddeye karşı dayanımı yüksektir.
ASA; Darbelere, ısıya ve kimyasallara karşı dayanımı yüksektir. ABS'den farklı olarak hava koşullarına dayanıklı ve UV direnci mevcuttur.

2.4-Yüzey Kalitesi

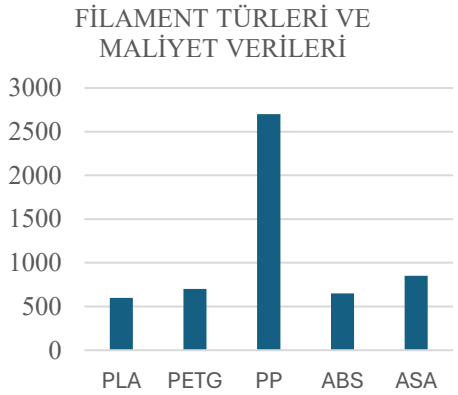
PLA; Pürüzsüz bir yüzey kalitesi sunması ile dekoratif objelerde çok sık tercih edilmektedir. Baskı ayarları ve baskı alma sürecinde basittir ve kolay uygulanabilir.
PETG; PLA `ya oranla ısı ayarları daha hassastır ve aşırı hızda baskı kalitesi bozulabilir.
PP (Polipropilen); Yüzey pürüzlülüğü düşüktür. Yüzey kalitesi olarak tercih edilebilir bir performans sunar. PLA` ya oranla yazdırılması daha zordur. Tabla sıcaklık ayarlarının doğru yapılması gerekir ve kapalı 3D yazıcıda basılması daha uygundur.
ABS; İyi bir yüzey kalitesi sunar. Aseton buharı banyosu yöntemi ile parçaların yüzeyini pürüzsüzleştirmek ve parlaklık elde etmek mümkündür. Baskı sıcaklığı PLA ya oranla daha yüksektir. Baskı yaparken daha yavaş bir soğutma hızı seçilmelidir. Hızlı soğutma parçaların büzülmesine ve çatlamasına sebep olabilir bu yüzden ABS filamentten baskı almak için daha hassas ayarlar ile süreç ilerletilmelidir.
ASA; Yüzey kalitesi ve UV dayanımı yüksektir. Yüksek sıcaklıklarla üretilebilen bir malzemedir, bu yüzden sıcaklık ayarları önemlidir. ABS gibi kapalı 3D yazıcıda basılması daha uygundur.

2.5-Maliyet ve Üretilebilirlik

3D teknolojisiyle üretilen ısı geri kazanım eşanjörleri endüstriyel olarak üretilen standart ısı geri kazanım eşanjörlere oranla eş değer performansta olması gerektiği gibi maliyet olarak da tercih edilebilir seviyede olması gerekmektedir.
Isı eşanjörleri için farklı performanslara sahip filament türlerinin maliyet kıyaslaması aşağıdaki grafikte mevcuttur.
Isı geri kazanım eşanjörü üretiminde kullanılabilen filament türlerinin tedariği ve kolay basılabilir olması üretiminin doğru işlemesi için önemlidir.
Basılması zor olan filamentlerin baskı kalitesinde yaşanılabilecek yüzey pürüzlülüğü bazı uygulamalarda problem olabilir. Örneğin yüksek basınçta sızdırmazlık sorunları meydana gelebilir.
Tedarik aşamasında filamentin kolay bulunamaması ve zor şartlarda basımı söz konusu ise eşanjör üretim sürecini olumsuz etkiler. Bu nedenle, üretim sürecini aksatmayacak malzeme ve baskı koşullarının sağlanması büyük önem taşır.

2.6-Farklı Uygulamalar İçin Malzeme seçimi

3D baskı teknolojisiyle üretilen ısı geri kazanım eşanjörlerinin başarısı yalnızca geometri ve üretim kalitesiyle sınırlı değildir; kullanılan malzemenin,
eşanjörün çalışacağı çevresel koşullara uygunluğu da büyük önem taşır. Farklı uygulama senaryolarında, ortamın kimyasal içeriği, nem oranı, sıcaklık farkları ve UV maruziyeti gibi dış etkenler malzemelerin performansını doğrudan etkiler. Bu nedenle, kullanılacak filamentin seçimi
uygulama ortamı göz önüne alınarak yapılmalıd



Şekil 1. 3D teknolojisiyle üretilen ısı geri kazanım eşanjöründe kullanılabilecek filament türlerinin maliyet verileri.

Malzeme yanlış seçildiğinde;

•Zamanla gerçekleşen deformasyon
•Çatlama
•Yoğuşmadan kaynaklı yüzey deformasyonları
•UV ` den dolayı gerçekleşen sararmalar
•Kimyasal gazlarla reaksiyon sonucu kırılganlık
gibi problemler ortaya görülebilir. Bu durum eşanjörün hem ısı verimini düşürür hem de kullanım ömrünü kısaltır.

Tablo 2. Uygulama alanlarına göre filamentlerin uygun koşullarda sınıflandırılması

Uygulama Ortamı	**Zorluk Koşulları**	**Önerilen Filament**	**Açıklama**
Konut Tipi HRV (Isı Geri Kazanım)	Düşük nem, kapalı ortam, UV yok	PETG veya PLA	Uygun maliyetli, baskı kolaylığı yüksek, ev tipi cihazlar için yeterli dayanım sağlar.
Endüstriyel Havalandırma	Yüksek sıcaklık farkı, yüksek hava debisi, darbe	ASA veya ABS	Mekanik dayanımı yüksek, sıcaklığa karşı dirençli. ABS kimyasallara da dayanıklıdır.
Yüksek Nemli Ortamlar (havuz, banyo, SPA)	Sürekli yoğuşma, yoğuşma suyu teması	PETG, ASA, PP	Düşük su çekme oranı sayesinde çatlama veya şişme riski düşüktür.
Dış Ortam / UV Maruziyeti	Güneş ışığı, sıcaklık değişimi, hava koşulları	ASA	UV ışınlarına karşı yüksek dirençlidir, dış mekan kullanımı için idealdir.
Kimyasal Gazlı Ortam (boya, üretim tesisleri)	Asidik veya solvent içerikli hava	PP, ABS	Kimyasallara dayanıklıdır. PP en yüksek dirençli seçeneklerden biridir.
Hijyenik Uygulamalar / Gıda Havası	Toksik olmayan, mikrobiyal dirençli, inert malzeme gerekir	ETG, PP, özel PLA	Gıdaya uygun sertifikalı malzemelerle çalışılması gerekir.

2.7-Çevresel etki

3D yazıcılarda kullanılan filamentler genellikle termoplastik esaslıdır. Her bir filamentin çevresel etkisi, üretim süreci, kullanım ömrü, geri dönüşüm imkânı ve doğaya bırakıldığında bozulma hızı gibi kriterlere göre değişir. Isı geri kazanım eşanjörlerinde kullanılan başlıca filamentler için değerlendirme aşağıda belirtilmiştir:

PLA (Polylactic Acid):

Biyolojik kaynaklı, çevre dostu bir malzemedir. Baskısı kolaydır ve iyi yüzey kalitesi sunar; ancak sıcaklık, nem ve darbelere karşı dayanımı düşüktür. Bu nedenle prototiplerde ve konut tipi kısa süreli uygulamalarda kullanılır.

PETG (Polyethylene Terephthalate Glycol):

PLA'ya kıyasla daha esnek ve dayanıklıdır. Neme, darbelere ve orta düzey sıcaklıklara karşı direnç gösterir. Konut tipi ısı geri kazanım cihazlarında güvenle kullanılabilir. Geri dönüştürülebilir yapısı sayesinde çevreye duyarlıdır; ancak üretim ve baskı sürecinde enerji tüketimi PLA'ya göre biraz daha yüksektir.

PP (Polipropilen):
Kimyasal maddelere, neme ve mikroorganizmalara karşı yüksek direnç sunar. Oldukça hafif ve uzun ömürlü olması, sürdürülebilirlik açısından avantaj sağlar. Ancak düşük yüzey yapışması nedeniyle baskı işlemi zordur ve özel ekipman gerektirir. Geri dönüşüm potansiyeli yüksek olsa da, uygun koşullarda işlenmediğinde çevrede uzun süre kalabilir.

ABS (Akrilonitril Butadien Stiren):
Yüksek sıcaklık, darbe ve kimyasallara karşı dayanıklıdır. Endüstriyel iç ortam uygulamaları için uygundur. Ancak baskı sırasında uçucu organik bileşikler (VOC) yayabilir ve çevresel hava kalitesini olumsuz etkileyebilir. Ayrıca biyolojik olarak parçalanabilir değildir, bu da atık yönetiminde dikkat gerektirir.

ASA (Akrilonitril Stiren Akrilat):
ABS'ye benzer mekanik özellikler sunar, fakat UV ışınlarına karşı üstün dayanıklılığı sayesinde dış ortam koşullarına uygundur. Dış hava ile temas eden uygulamalarda kullanılır. Uzun ömürlü oluşu bakımından sürdürülebilir bir tercih olarak öne çıksa da, üretim sürecinde kullanılan hammaddeler ve enerji tüketimi açısından dikkatli değerlendirilmelidir.

3- Sonuçlar ve Tartışma:
3D baskı teknolojisi, son yıllarda ısı geri kazanım eşanjörlerinin üretiminde dikkat çeken bir alternatif haline gelmiştir. Özellikle özel tasarımlar ve küçük ölçekli üretimler söz konusu olduğunda bu teknoloji, pratik çözümler sunar ve üretim sürecini hızlandırır. Ancak kullanılan filament malzemelerin özellikleri, bu yöntemin başarısında belirleyici bir etkendir.

Malzemenin ısıyı iletme kapasitesi, dayanıklılığı, neme ve yoğuşmaya karşı direnci gibi teknik özellikler önemlidir. Bu açıdan bakıldığında PETG ve ASA gibi filamentler, hem üretim kolaylığı hem de genel dayanım açısından öne çıkar. Yine de sadece teknik özelliklere odaklanmak yeterli olmaz. Malzemenin çevreye olan etkisi ve geri dönüştürülebilirliği de mutlaka göz önünde bulundurulmalıdır.

Kısacası, nerede ve nasıl kullanılacağına göre doğru malzemeyi seçmek, eşanjörün hem verimli çalışması hem de uzun süre sorunsuz kullanılması açısından oldukça önemlidir.

KAYNAKLAR:

İnternet, https://wiki.bambulab.com/en/knowledge-sharing/filament-guide-beginners , https://shop.wf-education.com/media/wysiwyg/downloads/Tech-Supplies-3D-Printing-Filament-Guide-2020_1.pdf , https://help.prusa3d.com/filament-material-guide

REJENERATİF REKÜPERATÖRLÜ ORC SİSTEMLERİNDE YENİ NESİL AKIŞKANLARIN TERMODİNAMİK VE ÇEVRESEL PERFORMANS ANALİZİ

Mehmet AKSOY*, Ali KAHRAMAN, Sadık ATA*****
*KTO Karatay Üniversitesi, Ticaret ve Sanayi Meslek Yüksekokulu, Makine ve Metal Teknolojileri Bölümü 42010 Karatay, KONYA, mehmet.aksoy@karatay.edu.tr
**Necmettin Erbakan Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 42090 Meram, KONYA, akahraman@erbakan.edu.tr
**KTO Karatay Üniversitesi, Mühendislik ve Doğa Bilimleri Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 42020 Karatay, KONYA, sadik.ata@karatay.edu.tr

Özet: Küresel enerji ihtiyacındaki sürekli artış, sürdürülebilir ve yenilenebilir enerji kaynaklarına olan ilgiyi artırmakta olup, bu bağlamda jeotermal enerji, elektrik üretiminde önemli bir alternatif olarak öne çıkmaktadır. Bu çalışmada düşük küresel ısınma potansiyeline sahip yeni-nesil akışkanların Klasik ve Rejeneratif Reküperatörlü Organik Rankine Çevrimi (ORC) sistem performansı üzerindeki etkileri geleneksel ve zeotropik akışkanlar ile kritik basınç oranlarındaki belirlenen değerlere göre karşılaştırılmış olup bu karşılaştırmada performans parametreleri olarak net iş, pompa gücü, ısıl verim ve ekserji verimi olarak belirlenmiştir. Ayrıca bu sistem için çevresel ekonomik analiz yapılıp karbondioksit azaltım ve karbon kazanım tutarları belirlenmiştir. Çalışma sonucunda rejeneratif reküperatörlü ORC'nin klasik ORC'den daha yüksek performans gösterdiği görülmüştür. En yüksek performans değerleri sırasıyla net iş ve ısıl verimde kritik basınç oranı 0.9 için R1234ze(E) akışkanında 58.08 kJ/kg, %13.26 olarak hesaplanmıştır. Aynı koşullarda kritik basınç oranı 0.8 için ise R134a akışkanında 56.18 kJ/kg ve %12.83 olarak belirlenmiştir. En yüksek CO_2 azaltım miktarı yıllık 162 ton-CO_2 ve karbon kazanım tutarı 6470$ olarak R1234ze(E) akışkanında hesaplanmıştır. Karbon kazanım tutarıyla geleneksel akışkan olan R134a'dan %5.2 ve zeotropik akışkan olan R450A'dan [134A/1234ZE(E)] (42.0/58.0) %3.1 daha yüksek değerler elde edildiği görülmüştür. Yeni-nesil akışkan olan R1234ze(E) belirlenen sistem ve performans kriterleri altında önerilen akışkan olmuştur.
Anahtar Kelimler: Yeni-nesil akışkan, Düşük küresel ısınma, Karbon kazanım tutarı, Rejeneratif reküperatörlü ORC.

THERMODYNAMIC AND ENVIRONMENTAL PERFORMANCE ANALYSIS OF REGENERATIVE RECUPERATOR-INTEGRATED ORC SYSTEMS USING NEXT-GENERATION WORKING FLUIDS

Abstract: The continuous increase in global energy demand increases the interest in sustainable and renewable energy sources, and in this context, geothermal energy stands out as an important alternative in electricity generation. In this study, the effects of new-generation fluids with low global warming potential on the performance of the Organic Rankine Cycle (ORC) system with conventional and regenerative recuperator are compared with conventional and zeotropic fluids according to the values determined at critical pressure ratios and the performance parameters are determined as net work, pump power, thermal efficiency and exergy efficiency. In addition, environmental economic analysis was performed for this system and carbon dioxide reduction and carbon credit gain were determined. As a result of the study, it was observed that the ORC with regenerative recuperator showed higher performance than the conventional ORC. The highest performance values were calculated as 58.08 kJ/kg, 13.26% for R1234ze(E) fluid for critical pressure ratio 0.9 in net-work and thermal efficiency, respectively. For the same conditions for critical pressure ratio 0.8, the values were 56.18 kJ/kg and 12.83% for R134a fluid. The highest CO_2 reduction amount of 162 tons-CO_2 per year and carbon credit gain of $6470 was calculated for R1234ze(E). The carbon savings were 5.2% higher than the conventional fluid R134a and 3.1% higher than the zeotropic fluid R450A [134A/1234ZE(E)] (42.0/58.0). The new-generation fluid R1234ze(E) was the recommended fluid under the specified system and performance criteria.
Keywords: Next-generation fluid, Low global warming, Carbon credit gain, ORC with regenerative recuperator.

GİRİŞ

Son yıllarda dünyada elektrik kullanımında önemli bir artış yaşanmaktadır. Küresel elektrik talebi, sanayileşme, kentleşme ve dijitalleşmenin etkisiyle hızla yükselmektedir (International Energy Agency 2023). Uluslararası Enerji Ajansı'na (IEA) göre, 2020 yılında dünya genelinde elektrik talebi %4 arttı. Ayrıca, IEA, 2023-2025 yılları arasında elektrik talebinin yılda ortalama %3 oranında büyüyeceğini ve bu artışın büyük bir kısmının Çin, Hindistan ve Güneydoğu Asya'dan geleceğini öngörmektedir (World Energy Investment 2021). Aynı zamanda, Birleşmiş Milletler'in (BM) verilerine göre, dünya nüfusunun 2050 yılına kadar yaklaşık 9.7 milyara ulaşması beklenmekte, bu da enerji talebini daha da artıracaktır (UN population report). Ayrıca, yenilenebilir enerji kaynaklarının kullanımının artmasıyla birlikte, elektrik üretiminde yenilikçi teknolojilere olan ihtiyaç da giderek önem kazanmaktadır (Renewable Energy Agency 2024). Bu gelişmeler, elektrik talebindeki artışın hem ekonomik hem de çevresel etkilerini göz önünde bulundurarak enerji politikalarının yeniden şekillendirilmesini zorunlu kılmaktadır. Elektrik ihtiyacının hızla artışıyla birlikte alternatif çözüm ihtiyaçları ortaya çıkmıştır. Jeotermal enerji üretimi pazarı hızlı bir büyüme göstermiş olup, 2023 yılında 9.83 milyar dolar olan büyüklüğü 2024 yılında 11.17 milyar dolara yükselmesi beklenmektedir (Geothermal Power Generation Global Market Report 2024). Şu anda 67 TWh olan küresel jeotermal enerji kapasitesinin 2050 yılına kadar yılda 1400 TWh'ye ulaşması beklenmektedir (Technology Roadmap: Geothermal Heat and Power). Bu noktada Organik Rankine Çevrimi (ORC) teknolojisi atık ısı kullanımı ve elektrik üretimine yeni bir bakış açısı getirmiştir (WEC Energy Group 2022). ORC düşük sıcaklıklı ısı kaynaklarından elektrik üretmek için kullanılan bir termodinamik çevrimdir (Wang vd. 2024). Jeotermal enerji, biyokütle, güneş enerjisi, atık ısı geri kazanımı gibi çeşitli düşük sıcaklıklı enerji kaynaklarıyla uyumludur ve bu nedenle enerji verimliliğini artırmada ve karbon emisyonlarını azaltmada önemli bir rol oynar (Tchanche vd. 2011). Son yıllarda, yenilenebilir enerji kaynaklarının ve atık ısı geri kazanım sistemlerinin entegrasyonuyla birlikte ORC sistemleri, sürdürülebilir enerji çözümlerinin geliştirilmesinde önemli bir araç haline gelmiştir. ORC'nin çalışması, dört ana bileşenin etkileşimine dayanır: evaporatör, türbin, kondenser ve pompa. Isı kaynağından alınan enerji, organik sıvıyı buharlaştırır ve bu buhar, türbin üzerinden geçirilerek elektrik üretilir (Feng vd. 2023). ORC'ye "organik" ismi verilmesinin nedeni, bu çevrimde kullanılan çalışma akışkanlarının organik bileşiklerden oluşmasıdır. Klasik Rankine çevriminde su kullanılırken, ORC'de ise düşük kaynama noktalarına sahip organik sıvılar (örneğin, hidrokarbonlar, perflorlu bileşikler veya soğutucu akışkanlar) tercih edilir (Zhang vd. 2019). Bu organik akışkanlar, düşük sıcaklıklarda buharlaşma özellikleri gösterir ve bu sayede ORC sistemleri düşük sıcaklıklı ısı kaynaklarından verimli bir şekilde enerji üretebilir. Bu sistemlerde ideal akışkan aşırı ısınma gerektirmeyen sıfır veya pozitif eğimli "Kuru" veya "İzantropik" akışkanlardır. Bununla birlikte, söz konusu akışkanların Küresel Isınma Potansiyeli (GWP) oldukça yüksek bulunmuştur. Bu durum, çevresel etkiler açısından daha uygun bir akışkanın araştırılmasını gerekli kılmıştır. Örneğin, geleneksel bir akışkan olan R134a 1430 GWP değerinde, yeni nesil alternatif akışkan olan R1234ze(E)'nin GWP değeri sıfırdır (Calm J.M. ve Hourahan G.C 2007). Bu belirgin çevresel fark nedeniyle, R1234ze(E)'nin ORC sistemlerindeki enerji ve ekserji performanslarının analiz edilmesi önem kazanmaktadır. Ayrıca, alternatif seçenekler arasında zeotropik karışımlar da değerlendirilmektedir. Zeotropik soğutucu akışkanlar, kaynama noktaları farklı olan iki veya daha fazla maddenin bir araya gelmesiyle oluşan bir tür soğutucu akışkan karışımıdır. Tek bir sıcaklıkta buharlaşan ve yoğunlaşan azeotropik soğutucu akışkanların aksine, zeotropik karışımlar çeşitli kaynama noktalarına sahiptir (Zhang vd. 2024).

Organik Rankine Çeviriminde farklı konfigürasyonlarla yeni-nesil ve zeotropik akışanların kullanıldığı literatür çalışmaları incelenmiştir.

Kondansasyon sınırının ve buharlaşma koşullarının çalışma akışkanı seçimine etkileri inceledi. Çalışma IHE bulunduran ve ısı kaynağı sıcaklığı 150-300 °C aralığında olan sub-kritik ORC'ye 56 farklı akışkanla uygulanmıştır. Bulgular sonucunda yoğuşma sınırının belirlenmesinde sıcaklık yerine basınç temelli bir sistemin daha yüksek performans sağladığı görülmüştür. Sonuç olarak sıcaklık referans olarak belirlendiğinde dietil eter, izopentan, R123, neopentan ve R1233zd(E) önerilmiş; referans basınç olarak belirlendiğinde, benzen, sikloheksan, siklopentan, n-pentan ve metanol önerilmiştir (Njock vd. 2023). Zeotropik akışkanlar kullanarak hava soğutmalı bir ORC için sistem performansı üzerindeki etkilerini incelemiştir. Saf ve karışım akışkanların kullanımına göre sistem veriminde zeotropik akışkanlarla %1.5'lik bir artış gözlemlenmiştir. Tasarlanan sistem için ideal akışkan olarak Novec 649 olarak belirlenmiştir (Krempus vd. 2023). Reverse Osmosis (RO) ünitesinin tatlı su üretmesi için gerekli enerjiyi sağlamak amacıyla basit, seri ve paralel organik rankine çevrimi kombinasyonlu sistemler oluşturmuşlardır. Üç farklı ısı kaynağı sıcaklığına göre optimum çevrim yapılandırması ve çalışma akışkanı belirlemek amacıyla Genetik Algoritma (GA) ve Yapay Sinir Ağı (YSA) entegrasyonuyla çok amaçlı bir optimizasyon prosedürü uygulanmıştır. Basit ORC için R1233zd(E), paralel konfigürasyon için R1233zd(E)-ethane kombinasyonu ve seri konfigürasyon için amonyak-R1234ze(Z) kombinasyonu önerilmiştir. Optimizasyon sonucuna göre paralel konfigürasyonda güç üretiminde %160'lık önemli bir iyileşme görülmüştür (Chitgar, Hemmati, and Sadrzadeh 2023). Organik Rankine Çevriminde farklı akışkanla üç farklı senaryoda karışım modelleri kullanarak sistem performansı üzerindeki etkilerini incelemişlerdir. Performans kriteri olarak karışımların kritik sıcaklığının etkisi, ısıl verim ve net iş olarak belirlenmiştir. Çalışma sonucunda zeotropik akışanların ve kritik sıcaklıkların ORC performansı üzerinde doğrudan etkisi olmadı görülmüştür. Optimum performans elde etmek için doğru kütlesel fraksiyon ve

model seçiminin önemi görülmüştür (Ahmed ve Imre 2023).

Solar enerji kaynaklı bir trijenerasyon sistemde ORC'de kullanılan farklı akışkanların (n-Octane, R245fa, R113, R123, Cyclohexane, and Toluene) sistem performansı üzerindeki etkilerini incelemiştir. Önerilen sistemde Cyclohexane kullanılarak en yüksek elektrik üretimi, tatlı su ve soğutma kapasitesi sırasıyla 152.5 kW, 77.29 kg/s, 27.1 kW olarak tespit edilmiştir. Ayrıca, R123 kullanılarak elde edilen maksimum enerji kullanım faktörü 0.3018 olarak hesaplanmıştır ve n-oktanın yerine R123 kullanmanın iyileşme üzerindeki etkisi %20 olarak belirlenmiştir (Almohammadi vd. 2023). Organik Rankine Çevrimine dayalı Okyanus Temel Enerji Dönüşüm (OTEC) tesisinde azotropik olmayan karışım akışkanların kullanıldığı bir sistemin analizi ve türbin tasarımında tek ve üç boyutlu hesaplamaların performans üzerindeki etkilerini incelemiştir. Çalışma sonucunda R1224yd(Z)/R1243zf ikili karışımına sahip ORC'nin saf NH_3 için bir alternatif olduğunu öne sürülmüştür (Ma vd. 2023). Dört farklı sistem konfigürasyonu ve 12 zeotropik akışkan kullanarak buhar sıkıştırmalı soğutma (VCR) ve organik rankine çevriminde kombine sistem performansını incelemiştir. Çalışma sonucunda rejeneratif reküperatörlü ORC-VCR sisteminin en iyi performans gösteren konfigürasyon olduğu belirlenmiştir. En uygun karışım akışkan olarak ise sırası ve oranıyla R245fa/R1234yf (0.55 ve 0.45) olarak görülmüştür (Xia vd. 2023). Çevresel etki değerleri düşük olan akışkanları ORC için literatür üzerinden değerlendirmiştir. Akışkanlar için tarama metodolojileri ve seçim kriterleri incelenmiştir. İncelemeler sonucunda hydrofluoroolefins (HFO) akışkanların geleneksel olanların yerini alabileceği görülmüş olup R-1366mzz(Z), R-1233zd(E) ve R1234ze(Z) akışkanlarının iyi bir potansiyele sahip olduğu belirtilmiştir (Bahrami, Pourfayaz, ve Kasaeian 2022). Düşük sıcaklıkta ısı geri kazanım uygulaması için ORC'de düşük Küresel Isınma Potansiyeline (GWP) sahip iki saf bileşik R1234yf, R1234ze(E) ve dört zeotropik akışkan R134a-R1234yf; R-134a-R1234ze(E); R515A; R430A kullanarak analiz etmişlerdir. Sonuçlar hydrofluoroolefins (HFO)'ların R134a kullanımına göre daha yüksek CO_2 emisyon değerlerine yol açabileceğini göstermiştir (Bianchi vd. 2021). Jeotermal kaynaklı düşük sıcaklıklı bir ORC için n-pentane ile çalışan mevcut bir tesisin 29 farklı tek bileşenli akışkan kullanarak termodinamik ve termo-ekonomik açıdan akışkan seçimi için bir metodoloji çalışmasını yapmıştır. Çalışma sonucunda tesiste kullanılan n-pentane yerine R113 önerilmiştir. Enerji ve ekserji verimliliklerinde sırasıyla %0.59 ve %3,18 oranında artık görülmüştür (Özcan ve Ekici 2021). Belirli çalışma koşulları altında zeotropik R1234ze(E)/R245fa karışımını inceleyen deneysel bir çalışma yapılmış ve ORC sisteminin performans özellikleri değerlendirmiştir. Geri yayılım sinir ağı ve ısı eşanjörü simülasyon modüllerini temel alan bir ORC simülasyon modeli (BP-ORC) geliştirilmiştir. Çalışma sonucunda R245fa'nın performansının zeotropik akışkandan daha yüksek olduğu görülmüştür. BP-ORC modeliyle, ±%3 bileşen ve ±%6 sistem performansı doğruluğu ile yüksek simülasyon doğruluğu görülmüştür (Lu vd. 2024). 80-200 °C atık ısı ile beslenen çift fazlı genleşmeli ORC'de R1233zd(E), R1234ze(E) ve R1234yf ile izobütan ve propanın zeotropik karışımları ile ekserji verimliliğindeki değişimi incelemiştir. R1233zd(E)-R1234yf'nin belirlenen sıcaklık ve altındaki değerlerde diğerlerine göre üstün oldukları görülmüştür (Braimakis ve Karellas 2023). 125-300 ℃ sıcaklık aralığında 25 farklı saf akışkan ve 104 farklı karışım akışkanın analizini yapmıştır. İlk olarak, ikili karışımlar saf bileşenlere göre karşılaştırılmıştır. Diğer bir başlıkta ise, performansı saf bileşenlere kıyasla artıran ve yüksek ekserji verimine sahip karışımlar belirlenmiştir. Araştırma sonucunda, saf akışkanlardan en yüksek ekserji verimliliği gösteren akışkanlara kıyasla performans artışı gösteren zeotropik akışkanların haritalanması için yeni bir yöntem önerilmiştir (Shahrooz, Lundqvist, ve Neksså 2022). R290/R1234ze soğutucu akışkan karışımı kullanılan bir kombine Organik Rankine Çevrimi ile Ejektör Genleşmeli Soğutma Çevrimi (ORC-EERC) sistemin termodinamik ve ekonomik analizlerini yapmışlardır. Çalışma sonucunda ORC-EERC'nin ve daha düşük soğutma sıcaklığında daha yüksek ekserji verimliliği elde edilebileceği görülmüştür. ORC-EERC'nin toplam performans katsayısı ORC-VCC'ye kıyasla %17.32 artmış ve seviyelendirilmiş soğutma maliyeti %10.45 azaldığı görülmüştür (Liang vd. 2023). Düzlemsel Güneş Kolektörleri (DGK) ile Vakum Tüplü Güneş Kolektörlerinin (VTGK) termodinamik performansı, elektrik ve hidrojen üretimini incelemişlerdir. Çalışma sonucunda VTGK'ların temmuz ayındaki maksimum ısıl verimi %6.25 olarak tespit edilirken, DGK'lar için ise bu oran %5.46 olarak belirlenmiştir (Atiz vd. 2020). Solar Organik Rankine Çevriminin termal performansını etkileyen türbin girişindeki akışkanın basıncı, sıcaklığı ve türbin-pompa izentropik verimleri parametrelerini araştırmışlardır. Çalışma sonucunda, R600'ün R123'ten daha yüksek performans gösterdiği görülmüştür. Sistem veriminin türbin girişindeki sıcaklık arttıkça yükseldiği gözlenmiştir. Türbin verimliliği sistem termal verimliliğini önemli ölçüde etkilerken, pompa verimliliğinin sistem termal verimliliği üzerinde önemli bir etkisi olmadığı belirlenmiştir (Çağlar and Bahadır 2023). Çift kademeli bir Organik Rankine Çevriminin termodinamik analizini yapmışlardır. Soğutucu akışkan çifti olarak R245fa + R245fa kullanılmıştır. Çalışma sonucunda belirlenen sistemin en yüksek ısıl ve ekserji verimleri sırasıyla %8.85 ve %48,55 olarak belirlenmiştir (Koç vd. 2021).

Literatürdeki çalışmalar incelendiğinde özellikle son yıllarda farklı güç çevrimleri (Buhar Rankine Çevrimi, Organik Rankine Çevrimi, Kalina) kullanılarak elektrik üretiminin elde edildiği çalışmaların arttığı görülmektedir. Klasik Rankine Çevrimi genellikle su buharı kullanarak enerji üretirken, ORC'de düşük kaynama noktasına sahip organik akışkanlar kullanılır. Bu sayede, jeotermal, biyokütle, atık ısı ve güneş enerjisi gibi düşük sıcaklıklı ısı kaynaklarından daha etkin yararlanmak mümkün hale gelir. ORC'nin en önemli avantajı, bu düşük sıcaklık kaynaklarından elektrik üretim verimliliğini artırması ve böylece enerji üretim maliyetlerini düşürmesidir. Bu çevrim sayesinde çevreye

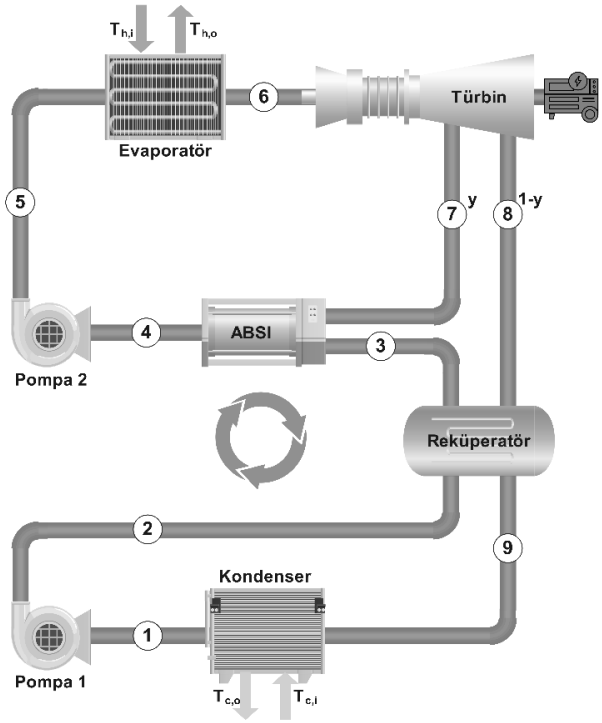
salınan sera gazı miktarı azalır ve daha sürdürülebilir bir enerji üretim sistemi oluşturulur. Yapılan çalışmalarda güç çevrimleri için ısı kaynağının genellikle yenilenebilir enerjiden sağlandığı belirtilmektedir. Çoğunlukla performans parametrelerinin ısıl verim üzerindeki etkisi araştırılmıştır. Bununla birlikte, yeni-nesil ve zeotropik akışkanların rejeneratif reküperatörlü ORC entegrasyonunun performansı üzerindeki etkisini araştıran çalışmalar nispeten geleneksel ve sınırlı kaldığı görülmüştür.
Tüm bunlar değerlendirildiğinde, literatürdeki boşluğu doldurmak amacıyla bu çalışmada aşağıdakiler incelenmiştir.

- Çevresel etkileri en düşük seviyede olan çalışma akışkanlarının enerji ve ekserji açısından performanslarının analiz edilmesi,
- Yeni nesil organik akışkanların sistem verimliliği bakımından karşılaştırmalı olarak değerlendirilmesi,
- Geleneksel, modern ve zeotropik akışkanların termodinamik performanslarının incelenmesi,
- Klasik Organik Rankine Çevrimi (B-ORC) ile Rejeneratif Reküperatör entegreli ORC (Rr-ORC) sistemlerinin performansa olan etkilerinin karşılaştırmalı olarak analiz edilmesi. R_p ($P_{buharlaşma}/P_{kritik}$) basınç oranının sistem üzerindeki etkisinin incelenmesi,
- Çevresel ekonomik analizle Rr-ORC'nin kullanılmasıyla oluşan CO_2 azaltım miktarının tespiti ve karbon kazanım tutarının (Carbon Credit Gain - CCG) ($) belirlenmesi.

MATERYAL VE METOD

Bu çalışmada, Rejeneratif Reküperatör entegreli Organik Rankine Çevrimi (Rr-ORC) sisteminin performansı detaylı olarak analiz edilmiştir. Sistem modeli, Engineering Equation Solver (EES) yazılımı aracılığıyla, hem yeni nesil hem de zeotropik akışkanlar kullanılarak oluşturulmuştur. Elde edilen sonuçlar, Rr-ORC sisteminin belirlenen parametreler doğrultusunda Klasik Organik Rankine Çevrimi (B-ORC) ile karşılaştırmalı olarak değerlendirilmesini içermektedir. Rr-ORC çevrimine ait temel akış diyagramı Şekil 1'de sunulmaktadır.

Bu sistemde, geleneksel ORC çevriminden farklı olarak, türbin çıkışındaki akışkandan elde edilen enerjiyle doymuş buhar kızdırılarak rejeneratöre yönlendirilir. Kalan enerji ise reküperatörde değerlendirilir. Yoğuşturucudan (kondenser) çıkan ve basınçlandırılan akışkan, ilk olarak reküperatörden geçirilerek sıcaklığı artırılır. Daha sonra rejeneratöre giren akışkan, türbinden elde edilen kızgın buhar sayesinde daha yüksek bir sıcaklığa ulaşır. Bu işlemden sonra ikinci bir pompa ile tekrar basınçlandırılan akışkan evaporatöre gönderilir. Bu ön ısıtma süreci sayesinde, evaporatöre giren akışkanın daha yüksek sıcaklıkta olması sağlanarak sistem verimliliğinde artış elde edilir.



Şekil 1. Rejeneratif Reküperatörlü ORC'nin çalışma prensibi.

ORC'nin jeotermal ısı kaynaklı uygulamaları çerçevesinde, ısı kaynağı sıcaklığı 150 °C ve debisi 75 kg/s olarak alınmıştır (Kaplan, 2022). Soğutma suyu sıcaklığı 25 °C, türbin ve pompa izantropik verimleri %75, reküperatör etkenlik katsayısı ise %85 olarak kabul edilmiştir. Ölü nokta basıncı 100 kPa ve sıcaklık ise 25 °C olarak kabul edilmiştir.

Yapılan diğer kabuller ise şu şekildedir;

- Bütün prosesler kararlı durumda olup tüm bileşenler adyabatik şartlarda değerlendirilmiştir.
- Evaporatör ve kondenserdeki basınç kayıpları ile boru hatlarındaki kayıplar ve potansiyel ve kinetik enerji değişimleri ihmal edilmiştir.

Bu çalışmada, termofiziksel özelliklerin hassas bir şekilde elde edilebilmesi amacıyla Reference Fluid Thermodynamic and Transport Properties Database (REFPROP) yazılımından yararlanılmıştır. Çevresel etkileri minimum seviyede olan yeni nesil bir organik akışkan seçilmiş olup, bu akışkanın özellikleri aşağıda sunulmuştur.

- R1234ze(E)

Tablo 1. Termofiziksel ve çevresel özellikler (Calm J.M. ve Hourahan G.C 2007; Rowshanaie vd. 2020).

Akışkan	Moleküler Kütle (kg/mol)	NBP (°C)	T_{krit} (°C)	P_{krit} (MPa)	ODP	GWP	ASHRAE 34 Güvenlik Grubu
R134a	102.03	-26.1	101.1	4.06	0	1430	A1
R1234ze(E)	114.04	-18.95	109.4	3.63	0	<1	A2L
R450A	108.67	-23.5	105.8	3.81	0	547	A1

*A1: düşük toksisite ve alev almaz, A2L: düşük toksisite ve düşük yanıcılık.

Yeni-nesil çevresel etki değeri düşük organik akışkanların R134a gibi akışkanlarla karıştırılması durumunda elde edilen zeotropik akışkanlarının performansı belirlenecektir.

Termodinamik performans karşılaştırması, çevreci özelliklere sahip yeni nesil bir organik akışkanın saf halde kullanımı ile belirli oranda geleneksel akışkan içeren bir zeotropik karışımın performansı arasında gerçekleştirilecektir. Seçilen akışkan için kullanılan karışım oranı aşağıda belirtilmiştir.

- R450A [134A ve 1234ZEE] (%42.0/%58.0)

Performans karşılaştırmasında referans olarak kullanılan geleneksel saf akışkan aşağıda belirtilmiştir.

- R134a

Belirlenen akışkanlar için termofiziksel ve çevresel özellikleri Tablo 1'de sunulmuştur. Tablo incelendiğinde 1< GWP değerine sahip olmasıyla R1234ze(E) öne çıkmaktadır. R134a ve R450A ise ASHRAE güvenlik sınıflandırmasında en iyi sınıf olan A1 grubunda (düşük toksisite ve alevsiz) yer aldığı görülmektedir. ORC sistemlerinde sıklıkla kullanılan R134a'nın GWP değeri (1430) diğer akışkanlar ile kıyaslandığında yeni-nesil ve zeotropik akışkan seçiminin çevresel önemi daha net görülebilmektedir.

Belirlenen sistemin termodinamik modellenmesinde kullanılacak olan denklemler EES'de aşağıdaki gibi tanımlanmıştır (Denklem 1-11). Denklemler enerji, ekserji ve çevresel ekonomik olarak gruplandırılmıştır.

Enerji Analizi

Genel kütle, enerji ve ekserji denge denklemleri

$$\sum \dot{m}_{gir} = \sum \dot{m}_{çık} \quad (1)$$

$$\dot{Q} - \dot{W} = \sum \dot{m}_{çık}\, h_{çık} - \sum \dot{m}_{gir}\, h_{gir} \quad (2)$$

$$\sum \dot{E}_{gir} = \sum \dot{E}_{çık} + \dot{E}x_{yık} \quad (3)$$

Fiziksel ve kimyasal ekserji denklemleri

$$ex_{fiziksel} = h - h_0 - T_0(s - s_0) \quad (4)$$

$$ex_{kimyasal} = \sum x_i, ex_{kimyasal,i} + RT_0 \sum x_i, Lnx_i \quad (5)$$

$$\dot{E} = \dot{m}(ex_{fiziksel} + ex_{kimyasal}) \quad (6)$$

Reküperatör- Rejeneratör

$$\varepsilon_{recup} = \frac{T_8 - T_3}{T_8 - T_2} \quad (7)$$

$$y_{h7} + (1 - y)h_3 = h_4 \quad (8)$$

$$Q_{IHE} = \dot{m}_z(h_8 - h_9) = \dot{m}_z(h_3 - h_2) \quad (9)$$

$$\dot{m}_o h_4 = \dot{m}_z h_3 + \dot{m}_y h_7 \quad (10)$$

Kritik Basınç Oranı

$$R_P = P_{buharlaşma}/P_{kritik} \quad (11)$$

Çevresel ve Ekonomik Değerlendirme

Son yıllarda artan küresel ısınma, büyük ölçüde fosil yakıtların yanması, ormansızlaşma ve endüstriyel faaliyetler sonucu atmosfere salınan karbondioksit miktarındaki artıştan kaynaklanmaktadır. Bu durum, atmosferde sera gazı birikimine yol açarak küresel sıcaklıkların yükselmesine sebep olmaktadır. 2020 yılında küresel CO_2 emisyonları yaklaşık 34.1 milyar ton olarak kaydedilmiştir ve bu, iklim değişikliğiyle mücadelede acil önlemler alınması gerektiğini göstermektedir (Canadell vd. 2021; Friedlingstein vd. 2022).

Akaryakıt santralleri tarafından üretilen elektrik için standart CO_2 eşdeğer miktarı 0.318 $kgCO_2$/kWh iken, doğal gaz santralleri tarafından üretilen elektrik için bu miktar 0.28 $kgCO_2$/kWh'dir. Yenilenebilir enerji sistemlerinin kullanılması sonucunda azaltılan yıllık CO_2 miktarı (CO_2,azaltım) ve karbon kazanım tutarı ($) Denklem 12-14'te belirtilmiştir. Denklem 47'de 40 $, ton CO_2 başına karbon kazanım tutarıdır (Nasser ve Hassan 2023).

Akaryakıt için,

$$CO_{2,azaltım}(kgCO_2) = W_{net,elektrik,yıllık}(kWh)\ x\ 0.318 \quad (12)$$

Doğalgaz için,

$$CO_{2,azaltım}(kgCO_2) = W_{net,elektrik,yıllık}(kWh)\ x\ 0.28 \quad (13)$$

Karbon kazanım tutarı aşağıdaki şekilde hesaplanır:

$$Karbon\ Kazanımı\ (\$) = CO_{2,azaltım}(ton)\ x\ 40\ (\$/ton) \quad (14)$$

BULGULAR VE TARTIŞMA

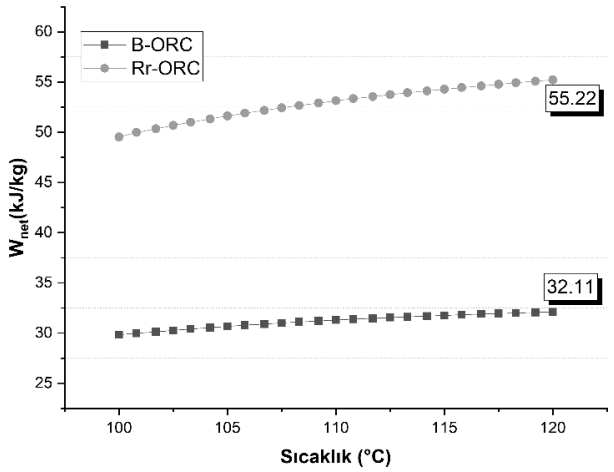
Bu çalışmada, 100–120 °C aralığında bir jeotermal ısı kaynağı kullanılarak Klasik Organik Rankine Çevrimi (B-ORC) ile Rejeneratif Reküperatörlü ORC (Rr-ORC) sistemlerinin performans analizleri gerçekleştirilmiş ve karşılaştırmalar net iş üretimi kriteri esas alınarak yapılmıştır.

Devamında, Rr-ORC çevriminde yeni nesil ve zeotropik akışkanlar kullanılarak buharlaşma basıncının kritik

basınca oranı (0.8 ve 0.9) olacak şekilde performans değerlendirmeleri yapılmıştır. Belirlenen parametreler kapsamında, farklı akışkanların çevrim içindeki davranışları sayısal olarak analiz edilmiştir.
Söz konusu sistemde, kritik basınç oranındaki değişimlerin Rr-ORC çevrimi performans parametreleri üzerindeki etkileri incelenmiş; verimlilik, net iş üretimi gibi kriterlerdeki artış veya azalışlar karşılaştırmalı olarak değerlendirilmiştir.
Sonuç olarak, tanımlanan sistem konfigürasyonu ve işletme koşulları altında en yüksek performansı gösteren çevrim ve akışkan belirlenmiştir. Ayrıca, bu akışkanın diğer termodinamik performans ölçütleri de ayrıntılı bir şekilde ele alınmıştır.

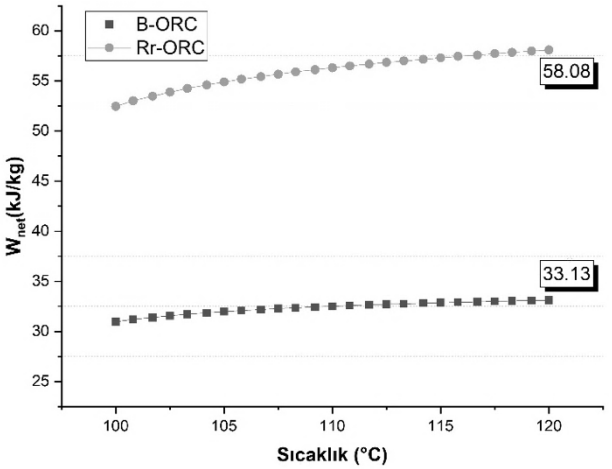
Klasik Organik Rankine Çevrimi ile Rejeneratif Reküperatör Entegreli ORC Sistemlerinin Termodinamik Performans Açısından Karşılaştırmalı Analizi

W_{net} karşılaştırmada performans kriteri olarak belirlenmiş ayrıca türbin girişi sıcaklık değerleri 100-120 °C arasındaki incelenmiştir.
Şekil 2 incelendiğinde kullanılan R134a için W_{net} değerlerinin Rr-ORC'de daha yüksek olduğu görülmektedir. B-ORC için 120 °C'de elde edilen net-iş 32.11 kJ/kg iken bu değer aynı şartlar altında Rr-ORC için 55.22 kJ/kg olarak tespit edilmiştir.



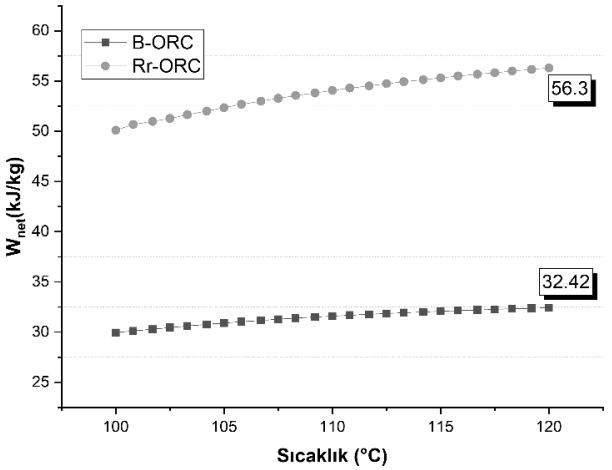
Şekil 2. R134a Akışkanı kullanılarak incelenen sistemlerin performans değerlendirmesi.

Şekil 3 incelendiğinde R1234ze(E) için W_{net} değerleri Rr-ORC'de daha yüksek olduğu görülmüştür. B-ORC için alınan maksimum net iş 33.13 kJ/kg iken bu değer aynı koşullarda Rr-ORC için 58.08 kJ/kg olarak tespit edilmiştir.



Şekil 3. R1234ze(E) Akışkanı kullanılarak incelenen sistemlerin performans değerlendirmesi.

Şekil 4'e bakıldığında R450A için net iş değerleri Rr-ORC'de daha yüksek olduğu görülmüştür. B-ORC için alınan en yüksek net iş 32.42 kJ/kg iken bu değer Rr-ORC için 56.3 kJ/kg olarak tespit edilmiştir.



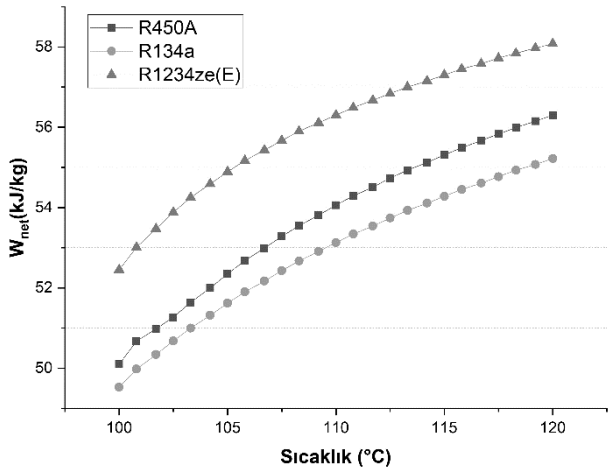
Şekil 4. R450A Akışkanı kullanılarak incelenen sistemlerin performans değerlendirmesi.

Rejeneratif Reküperatörlü ORC Sistemi İçin Buharlaşma Basıncının Kritik Basınca Oranı 0.9 Olduğunda Elde Edilen Performans Sonuçları

Seçilen akışkanlar için, ısı kaynağı sıcaklığının 100–120 °C aralığında ve buharlaşma basıncının kritik basınca oranının R_p=0.9 olarak belirlendiği sistem kapsamında elde edilen sonuçlar, çalışma bulgularına göre aşağıda grafiksel olarak özetlenmiştir.

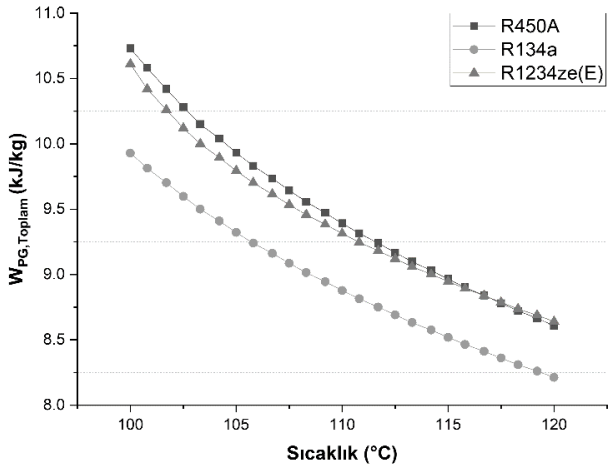
Hazırlanan grafiklerde, her bir akışkan için net iş üretimi (W_{net}), termal verim, ekserji verimi ve toplam jeneratör iş ($W_{PG,toplam}$) parametreleri detaylı şekilde incelenmiş ve karşılaştırmalı analizleri sunulmuştur.

Şekil 5 incelendiğinde net iş performansları R134a, R450A ve R1234ze(E) için sırasıyla maksimum elde edilen değerler 55.22, 56.30 ve 58.08 kJ/kg olarak tespit edilmiştir. R1234ze(E) diğer akışkanlara göre minimum %3.16 daha yüksek değerler elde edildiği görülmüştür.



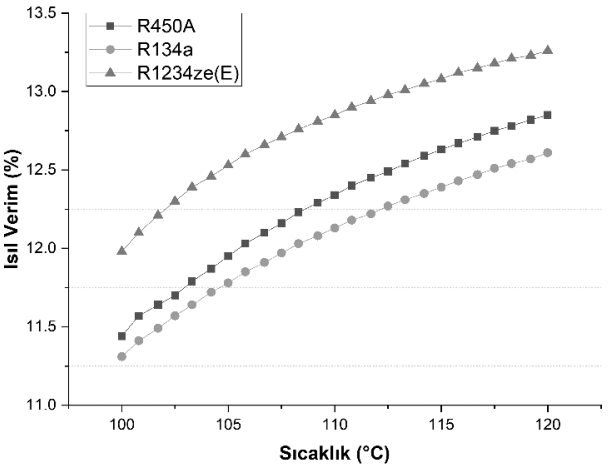
Şekil 5. Akışkanların W_{net} performans analizi (R_p=0.9).

Şekil 6 incelendiğinde pompa güç tüketim performansları R134a, R450A ve R1234ze(E) için sırasıyla minimum görülen değerler 8.21, 8.60 ve 8.64 kJ/kg olarak tespit edilmiştir. 120 °C sıcaklıkta minimum pompa gücü gerektiren akışkan olan R134a diğer akışkanlara göre %4.53 daha düşük güç ihtiyacı gerektirdiği görülmüştür.



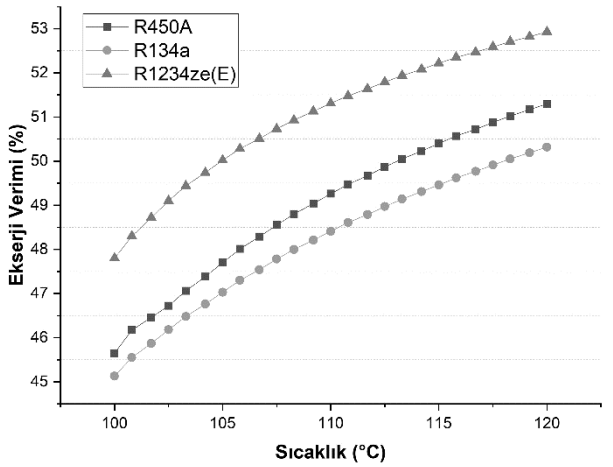
Şekil 6. Akışkanların $W_{PG,Toplam}$ performans analizi (R_p=0.9).

Şekil 7 incelendiğinde ısıl verim performansları R134a, R450A ve R1234ze(E) için sırasıyla maksimum %12.61, %12.85 ve %13.26 olarak hesaplanmıştır. En yüksek ısıl verim performansı gösteren R1234ze(E) akışkanı en yakın orana sahip zeotropik akışkan olan R450A'ya oranla %3.19 daha iyi performans göstermiştir.



Şekil 7. Akışkanların Isıl Verim performans analizi (R_p=0.9).

Şekil 8 incelendiğinde ekserji verimi performansları R134a, R450A ve R1234ze(E) için sırasıyla maksimum %50.32, %51.30 ve %52.93 olarak hesaplanmıştır. En yüksek ekserji verim R1234ze(E) akışkanında görülmüştür. En yakın değere sahip olan R450A'ya oranla %3.17 daha iyi performans verdiği görülmüştür.

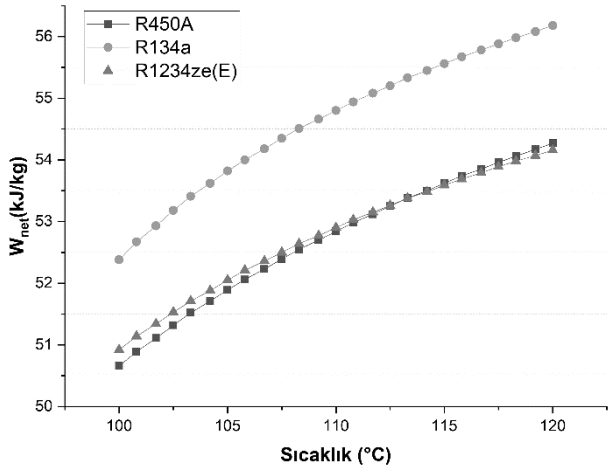


Şekil 8. Akışkanların ekserji verimi performans analizi (R_p=0.9).

Rejeneratif Reküperatörlü ORC Sistemi İçin Buharlaşma Basıncının Kritik Basınca Oranı 0.8 Olduğunda Elde Edilen Performans Sonuçları

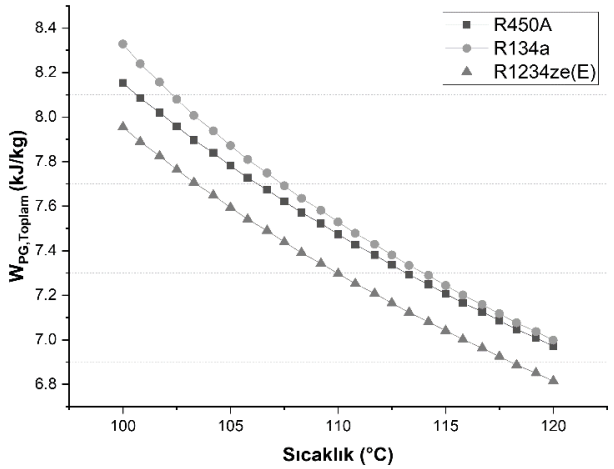
Sistemde belirlenen R_p=0.8 değeriyle elde edilen veriler aşağıda özetlenmiştir.

Şekil 9 incelendiğinde net iş performansları R134a, R450A ve R1234ze(E) için sırasıyla maksimum elde edilen değerler 56.18, 54.24 ve 54.16 kJ/kg olarak tespit edilmiştir. R134a diğer akışkanlara göre minimum %3.57 daha yüksek değer elde edildiği görülmüştür.



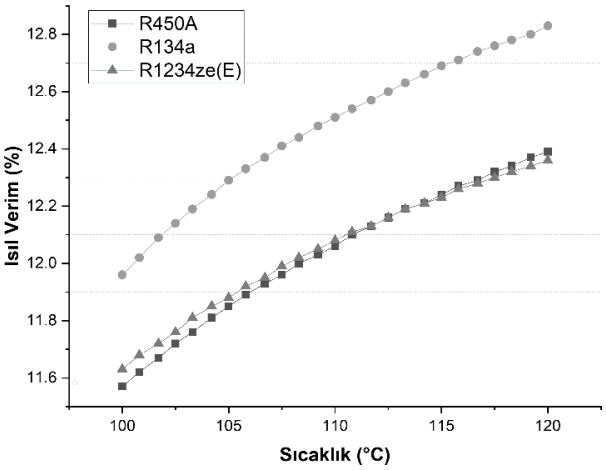
Şekil 9. Akışkanların W_{net} performans analizi (R_p=0.8).

Şekil 10 incelendiğinde pompa güç tüketim performansları R134a, R450A ve R1234ze(E) için sırasıyla minimum görülen değerler 6.99, 6.97 ve 6.81 kJ/kg olarak tespit edilmiştir. 120 °C sıcaklıkta minimum pompa gücü gerektiren akışkan olan R1234ze(E) diğer akışkanlara göre %2.29 daha düşük güç gerektirdiği görülmüştür.



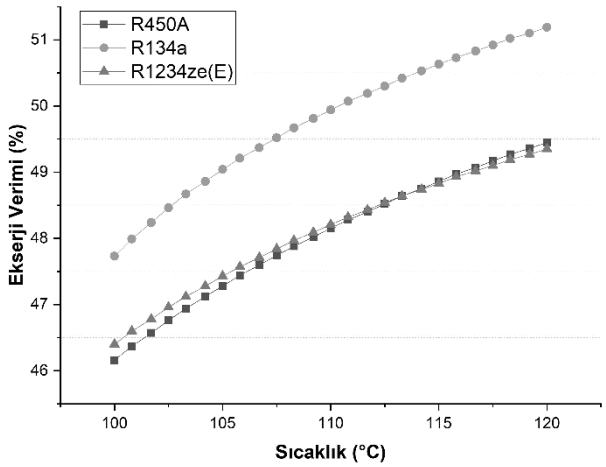
Şekil 10 Akışkanların $W_{PG,Toplam}$ performans analizi (R_p=0.8).

Şekil 11 incelendiğinde ısıl verim performansları R134a, R450A ve R1234ze(E) için sırasıyla maksimum %12.83, %12.39 ve %12.36 olarak hesaplanmıştır. En yüksek ısıl verim performansı gösteren R134a akışkanı en yakın orana sahip zeotropik akışkan olan R450A'ya oranla %3.80 daha iyi performans göstermiştir.



Şekil 11 Akışkanların Isıl Verim performans analizi (R_p=0.8).

Şekil 12 incelendiğinde ekserji verimi performansları R134a, R450A ve R1234ze(E) için sırasıyla maksimum %51.19, %49.45 ve %49.35 olarak hesaplanmıştır. En yüksek ekserji verim R134a akışkanında görülmüştür. En yakın değere sahip olan akışkana oranla %3.51 daha iyi performans verdiği görülmüştür.

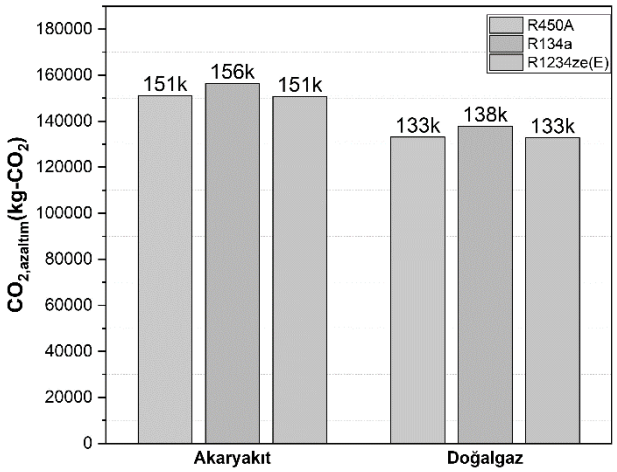


Şekil 12 Akışkanların Ekserji Verimi performans analizi (Rp=0.8).

Çevresel Ekonomik Değerlendirme Sonuçları

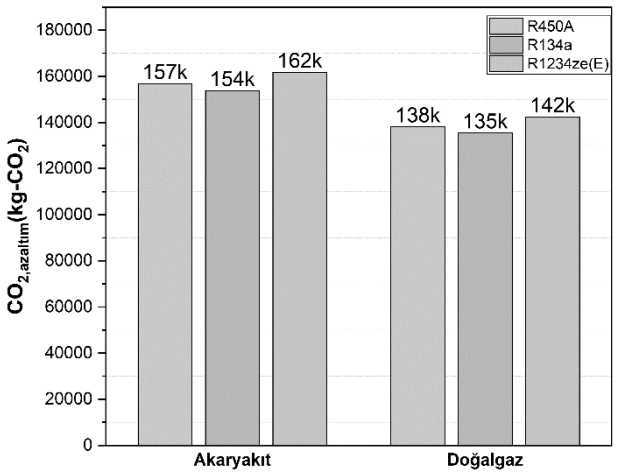
Çalışmada belirlenen kritik basınç oranına bağlı olarak karbondioksit azaltım miktarları akaryakıt ve doğalgaz için ayrı ayrı hesaplanmıştır. Devamında azaltım miktarı daha yüksek olan yakıt belirlenmiş olup bu yakıt için Karbon Kazanım Tutarı (CCG) dolar cinsinden hesaplanmıştır.

Şekil 13 incelendiğinde akaryakıt grubunun CO_2 azaltım miktarlarının daha yüksek olduğu görülmektedir. Bunlardan önce çıkan akışkan ise her iki grupta da R134a olmuştur. Sırasıyla akaryakıt ve doğalgaz için 156000 (kg-CO_2), 138000 (kg-CO_2) değerleri elde edilmiştir.



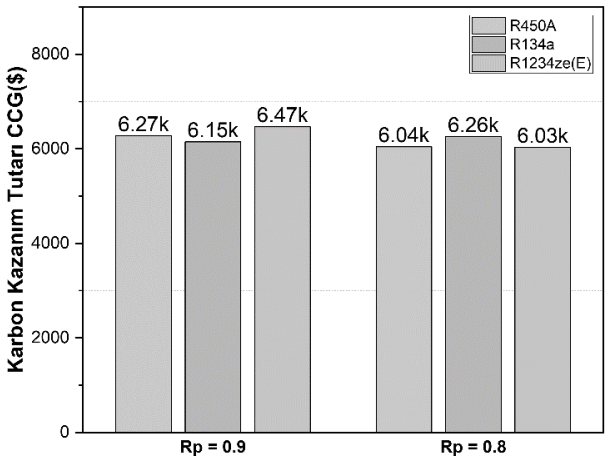
Şekil 13 CO_2 azaltım miktarı (R_p=0.8).

Şekil 14 incelendiğinde yine akaryakıt grubunun CO_2 azaltım miktarlarının doğalgaza grubuna göre daha yüksek olduğu görülmüştür. Bunlardan önce çıkan akışkan ise her iki grupta da R1234ze(E) olmuştur. Sırasıyla akaryakıt ve doğalgaz için 162000 (kg-CO_2), 142000 (kg-CO_2) değerleri elde edilmiştir.



Şekil 14 CO_2 azaltım miktarı (R_p=0.9).

CO_2 azaltım değerleri incelendiğinde akaryakıt grubunun her iki durum için de daha yüksek değerlere sahip olduğu görülmüş ve CGG değerleri hesaplanırken akaryakıt grubu göz önüne alınıp değerlendirilmiştir. Şekil 15 incelendiğinde kritik basınç oranına göre akaryakıt için CCG tutarları $ cinsinden verilmiştir. R_p değeri 0.9 iken en yüksek karbon kazanım tutarı R1234ze(E) akışkanında 6470$ olarak hesaplanırken R_p değeri 0.8 olduğunda ise en yüksek karbon kazanım tutarı R134a akışkanında 6260$ olarak hesaplanmıştır.



Şekil 15 Karbon kazanım tutarı - CCG($).

SONUÇLAR

Bu çalışmada, geleneksel, yeni nesil ve her ikisinin karışımı olan zeotropik akışkanların termodinamik performansları değerlendirilmiş; ayrıca, kritik basınç oranının sistem verimliliği üzerindeki etkileri analiz edilmiştir. Klasik Organik Rankine Çevrimi (B-ORC) ile Rejeneratif Reküperatör entegreli ORC (Rr-ORC) sistemleri karşılaştırmalı olarak ele alınmış ve son aşamada sistemin çevresel ve ekonomik açıdan değerlendirmesi gerçekleştirilmiştir.

Yapılan analizler sonucunda, aynı işletme koşulları altında Rr-ORC çevriminin, B-ORC sistemine kıyasla üç farklı akışkan için de daha yüksek net iş üretimi sağladığı tespit edilmiştir. Bu doğrultuda, kullanılan akışkanlara bağlı olarak ortalama %73.6 oranında net iş artışı elde edilmiştir.

Çalışmanın ilerleyen aşamasında, seçilen üç akışkan için kritik basınç oranının sistem performansı üzerindeki etkileri, belirli performans göstergeleri (net iş, termal verim, ekserji verimi vb.) dikkate alınarak detaylı şekilde incelenmiştir.İnceleme sonucunda kritik basınç oranı 0.9 için R1234ze(E) nin belirlenen tüm parametrelerde daha yüksek performans gösterdiği görülürken kritik basınç oranı 0.8'e düştüğünde R1234ze(E) ve R450A yakın değerlere sahipken R134a'nın tüm performans göstergelerinde öne çıktığı açıkça görülmüştür.

Son olarak belirlenen sistemin çevresel ekonomik analizi yapılmış olup CO_2 azaltım miktarları belirlendikten sonra CCG($) değerleri hesaplanmıştır. Kritik basınç oranının etkisi karbon kazanım tutarı üzerindeki etkisi görülmüş olup en yüksek değerler R_p=0.9 durumunda R1234ze(E) akışkanında en yakın değere sahip olan R450A'dan %3.18 daha fazla olarak ton başına 6470$ değeri elde edilmiştir.

Tüm değerlendirmeler göz önüne alındığında yeni-nesil akışkan olan R1234ze(E) akışkanı belirlenen sistem için önerilmiş olup gelecek çalışmalarda bu sisteme entegre çoklu enerji üretim sistemlerinin incelenebileceği öngörülmektedir.

TEŞEKKÜR

Bu çalışma, Necmettin Erbakan Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü bünyesinde tamamlanan "Yeni-nesil ve zeotropik akışkanlar kullanılarak tasarlanmış rejeneratif reküperatörlü organik rankine çevriminin performansının belirlenmesi" başlıklı yüksek lisans tezinin bir bölümünden üretilmiştir. Çalışmanın hazırlanması sürecinde bilgi, deneyim ve destekleriyle katkıda bulunan tüm çalışma arkadaşlarımıza teşekkür ederim.

KAYNAKLAR

Ahmed, Aram M., and Attila R. Imre. 2023. "Effect of Critical Temperature and Category of Zeotropic Mixture Working Fluids on the Thermal Performance in Subcritical ORC." *International Journal of Thermofluids* 20:100400. doi:10.1016/J.IJFT.2023.100400.

Almohammadi, Bandar Awadh, Ahmed Al-Zahrani, H. A. Refaey, El Awady Attia, and A. Fouda. 2023. "Energy Analysis of a Novel Solar Tri-Generation System Using Different ORC Working Fluids." *Case Studies in Thermal Engineering* 45:102918. doi:10.1016/J.CSITE.2023.102918.

Atiz A, Karakilcik M. 2020, Comparison of heat efficiency of flat-plate and vacuum tube collectors integrated with Organic Rankine Cycle in Adana climate conditions, Pamukkale Üniversitesi Mühendislik Bilimleri Dergisi, 26, 106–112

Comparison of Heat Efficiencies of Flat-Plate and Vacuum Tube Collectors Integrated with Organic Rankine Cycle in Adana Climate Conditions." 26(1):106–12. doi:10.5505/pajes.2019.34033.

Bahrami, Mohammad, Fathollah Pourfayaz, and Alibakhsh Kasaeian. 2022. "Low Global Warming Potential (GWP) Working Fluids (WFs) for Organic Rankine Cycle (ORC) Applications." *Energy Reports* 8:2976–88. doi:10.1016/J.EGYR.2022.01.222.

Bianchi, Michele, Lisa Branchini, Andrea De Pascale, Francesco Melino, Saverio Ottaviano, Antonio Peretto, and Noemi Torricelli. 2021. "Performance and Total Warming Impact Assessment of Pure Fluids and Mixtures Replacing HFCs in Micro-ORC Energy Systems." doi:10.1016/j.applthermaleng.2021.117888.

Braimakis, Konstantinos, and Sotirios Karellas. 2023. "Exergy Efficiency Potential of Dual-Phase Expansion Trilateral and Partial Evaporation ORC with Zeotropic Mixtures." *Energy* 262:125475. doi:10.1016/J.ENERGY.2022.125475.

Çağlar A, Burak Bahadır M. 2023 Vakum tüplü kollektör kullanan güneş enerjisi destekli organik rankine çevriminin termodinamik analizi. Journal of Polytechnic, 26(4), 1341-1347.

Calm J.M., and Hourahan G.C. 2007. "Refrigerant Data Update." *Heating/ Piping/Air Conditioning Engineering* 50–64.

Canadell, Josep G., Pedro MS Monteiro, Marcos H. Costa, Stephen Syampungani, Sönke Zaehle, Kirsten Zickfeld Canada, and Georgii A. Alexandrov. n.d. "Global Carbon and Other Biogeochemical Cycles and Feedbacks Coordinating Lead Authors: Lead Authors: Contributing Authors." doi:10.1017/9781009157896.007.

Chitgar, Nazanin, Arman Hemmati, and Mohtada Sadrzadeh. 2023. "A Comparative Performance Analysis, Working Fluid Selection, and Machine Learning Optimization of ORC Systems Driven by Geothermal Energy." *Energy Conversion and Management* 286:117072. doi:10.1016/j.enconman.2023.117072.

Feng, Junsheng, Xinni Cheng, Yaru Yan, Liang Zhao, and Hui Dong. 2023. "Thermodynamic and Thermo-Economic Analysis, Performance Comparison and Parameter Optimization of Basic and Regenerative Organic Rankine Cycles for Waste Heat Recovery." *Case Studies in Thermal Engineering* 52:103816. doi:10.1016/J.CSITE.2023.103816.

Friedlingstein, Pierre, vd. 2022. "Global Carbon Budget 2021." *Earth System Science Data* 14(4):1917–2005. doi:10.5194/ESSD-14-1917-2022.

Geothermal Power Generation Global Market Report 2024. Retrieved June 10, 2024. https://www.researchandmarkets.com/reports/5954717/geothermal-power-generation-global-market-report.

International Energy Agency, IEA. 2023. *World Energy Outlook 2023*. www.iea.org/terms.

Kaplan, Ahmet, and Yenilenebilir Enerji Kullanan İki Aşamalı Bir Organik Rankine Çevriminin Ekserji Analizi. 2022. "Exergy Analysis of a Double-Stage Organic Rankine Cycle Using Renewable Energy." *Çukurova Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Dergisi* 37(1):43–54. doi:10.21605/CUKUROVAUMFD.1094942.

Krempus, Dabo, Sebastian Bahamonde, Teus P. Van Der Stelt, Wolfgang Klink, Piero Colonna, and Carlo M. De Servi. 2023. "On Mixtures as Working Fluids of Air-Cooled ORC Bottoming Power Plants of Gas Turbines." doi:10.1016/j.applthermaleng.2023.121730.

Liang, Youcai, Jintao Wu, Zhili Sun, Yan Zhu, Kai Ye, Meirong Dong, and Jidong Lu. 2023. "Thermodynamic and Economic Analysis of Refrigerant Mixture R290/R1234ze Used in an ORC-EERC System for Low Temperature Heat Sources." *Applied Thermal Engineering* 229:120635. doi:10.1016/J.APPLTHERMALENG.2023.120635.

Lu, Pei, Kaihuang Chen, Xianglong Luo, Wei Wu, Yingzong Liang, Jianyong Chen, and Ying Chen. 2024. "Experimental and Simulation Study on a Zeotropic ORC

System Using R1234ze(E)/R245fa as Working Fluid." doi:10.1016/j.energy.2024.130453.

Ma, Qingfen, Zezhou Gao, Jie Huang, Omid Mahian, Xin Feng, Hui Lu, Shenghui Wang, Chengpeng Wang, Rongnian Tang, and Jingru Li. 2023. "Thermodynamic Analysis and Turbine Design of a 100 KW OTEC-ORC with Binary Non-Azeotropic Working Fluid." *Energy* 263:126097. doi:10.1016/J.ENERGY.2022.126097.

Nasser, Mohamed, and Hamdy Hassan. 2023. "Assessment of Standalone Streetlighting Energy Storage Systems Based on Hydrogen of Hybrid PV/Electrolyzer/Fuel Cell/ Desalination and PV/Batteries." *Journal of Energy Storage* 63. doi:10.1016/j.est.2023.106985.

Njock, Julbin Paul, Max Ndame Ngangué, Olivier Thierry Sosso, and Robert Nzengwa. 2023. "Highlighting the Effect of the Lower Operating Limit of the Condenser on ORC Working Fluids Selection." *Results in Engineering* 19:101369. doi:10.1016/J.RINENG.2023.101369.

Ozcan Z, Ekici O. 2021, A novel working fluid selection and waste heat recovery by an exergoeconomic approach for a geothermally sourced ORC system. Geothermics, 95, 102151.

Renewable Energy Agency, 2024. *Renewable capacity statistics 2024, IRENA*.

Rowshanaie, O., M. Z. M. Tohir, F. Mustapha, M. E. Ya'Acob, and H. Rowshanaie. 2020. "Optimization and Analyzing of Subcritical Organic Rankine Cycle Using R1234ze(E) for Low and Medium Temperature Heat Source." *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 778(1). doi:10.1088/1757-899X/778/1/012074.

Shahrooz, Mina, Per Lundqvist, and Petter Nekså. 2022. "Performance of Binary Zeotropic Mixtures in Organic Rankine Cycles (ORCs)." *Energy Conversion and Management* 266:115783. doi:10.1016/J.ENCONMAN.2022.115783.

Tchanche, Bertrand F., Gr Lambrinos, A. Frangoudakis, and G. Papadakis. 2011. "Low-Grade Heat Conversion into Power Using Organic Rankine Cycles – A Review of Various Applications." *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 15(8):3963–79. doi:10.1016/J.RSER.2011.07.024.

Technology Roadmap: Geothermal Heat and Power. www.iea.org/about/copyright.asp.

UN population report. Retrieved May 17, 2024. https://news.un.org/en/story/2019/06/1040621.

Wang, Weiwei, Jie Tu, Hengchang Xu, Fengjun Qi, Masoumeh Tavasoli, and Zhanguo Su. 2024. "Tow-Sectional Optimized Thermodinamical Cycle Using Different Renewable Energies Including Geothermal and Biogas to Produce Stable Productions." *Renewable Energy* 220:119617. doi:10.1016/J.RENENE.2023.119617.

WEC Energy Group. 2022. *Pathway to a Clean Energy Future 2022 CLIMATE REPORT*.

World Energy Investment 2021. www.iea.org/t&c/.

Xia, Xiaoxia, Tong Sun, Zhiqi Wang, Zhipeng Liu, Hualong Zhang, and Chengyuan Ju. 2023. "Thermoeconomic Performance Analysis of Different Configurations of a Combined ORC-VCR System Using Zeotropic Mixtures." *Journal of Energy Storage* 73:108984. doi:10.1016/j.est.2023.108984.

Koç AY, Bahadiroğlu A, Atay BN, Ünver Ü. 2021 Comparison of Refrigerant Performance According to Different Criteria. Kocaeli Üniversitesi Fen Bilimleri Dergisi, 4(1), 22-31.

Zhang, Cheng, Chao Liu, Xiaoxiao Xu, Qibin Li, and Shukun Wang. 2019. "Energetic, Exergetic, Economic and Environmental (4E) Analysis and Multi-Factor Evaluation Method of Low GWP Fluids in Trans-Critical Organic Rankine Cycles." *Energy* 168:332–45. doi:10.1016/J.ENERGY.2018.11.104.

Zhang, Ji, Ding Wu, Xiaohui Huang, Xudong Hu, Xi Fang, and Chuang Wen. 2024. "Comparative Study on the Organic Rankine Cycle Off-Design Performance under Different Zeotropic Mixture Flow Boiling Correlations." *Renewable Energy* 226:120442. doi:10.1016/J.RENENE.2024.120442.

ULIBTK'25 Uluslararası Katılımlı 25. Isı Bilimi ve Tekniği Kongresi
10-12 Eylül 2025, ADANA

THERMAL LIMITS ANALYSIS OF A PEM ELECTROLYZER UNDER VARYING LOAD PROFILE

Elif Öykü ÇELİK*, Ziya Haktan KARADENİZ*, Başar ÇAĞLAR*
*İzmir Yüksek Teknoloji Enstitüsü, Mühendislik Fakültesi, Enerji Mühendisliği Bölümü, İZMİR,
elcelik@iyte.edu.tr,haktankaradeniz@iyte.edu.tr,basarcaglar@iyte.edu.tr

Abstract: In this study, an integrated electrochemical and thermal model was developed to determine the temperature distribution in a cell of a proton exchange membrane (PEM) electrolyzer under varying load profiles. The effects of exchange current density (i_0), membrane type, and flow regime on the cell thermal behaviour were investigated. The model was validated by comparing simulation results for Nafion 212 and Nafion XL membranes with experimental polarization curves from the literature, aligning with a current density of up to 11 A/cm². Beyond this point, deviations occurred due to mass transport (concentration) losses that were not accounted for in the model. Considering the effect of i_0 values, it was observed that the lower limit i_0 (10^{-12} A/cm²) led to higher activation overpotentials, increased heat accumulation, and lower fuel conversion efficiency (54%), whereas at the upper limit i_0 (10^{-9} A/cm²), these losses decreased and the efficiency increased to 56%. When the flow regimes were compared, laminar flow, with its lower convective heat transfer coefficient, was found to cause a rapid rise in membrane temperature and exceed the critical threshold of 90 °C at high current densities. In contrast, turbulent flow provided effective cooling and maintained thermal stability. Examining the thermal distribution for different membrane types revealed that Nafion XL showed smaller variations compared to Nafion 212, indicating a more uniform thermal distribution. In terms of fuel conversion efficiency, Nafion XL achieved 61% while Nafion 212 reached 56%, demonstrating that Nafion XL outperforms Nafion 212 in both thermal distribution and efficiency. These findings emphasize the importance of combining electrochemical and thermal modeling to guide material selection, flow-field design, and operating strategies for optimizing PEM electrolyzer performance.
Keywords: PEM electrolyzer, thermal modeling, electrochemical modeling, exchange current density, flow regime, membrane

INTRODUCTION

The efficiency of PEM electrolyzers depends on numerous interacting electrochemical, thermal, and structural parameters, such as the applied cell voltage, current density, temperature, water flow rate, membrane conductance, heat and mass transfer, electrode structure, and cooling strategies. In particular, the relationship between membrane temperature and proton conductance is a determining factor in cell performance. (García-Valverde et al., 2012) Showed that model accuracy decreases with decreasing membrane conductance at low temperatures. (Ito et al., 2011) emphasized that the conductivity of Nafion membranes is strongly related to temperature and moisture content, and that moisture imbalance can limit ion transport. The system operates at a cell voltage higher than the reversible voltage due to activation, ohmic, and mass transport losses. Activation loss is particularly sensitive to the exchange current density (i_0); a lower i_0 increases the slope of the Tafel curve, resulting in a higher overpotential requirement (Dale et al., 2008) showed that increasing i_0 reduces activation loss and allows for higher current density at the same voltage.

If the applied voltage exceeds the thermoneutral value, the system behaves exothermically, releasing a significant amount of heat(Ni et al., 2008). As temperature increases, reaction, ion, and electron transport resistances decrease, enabling higher currents at a given voltage. However, noted that membrane moisture balance can be disrupted when the temperature increases exceed a certain threshold, leading to local dry-out zones and, in the long term, damage to the membrane structure (Zhang & Xing, 2020).

Two approaches to electrolyzer temperature modeling are prominent in the literature. The first approach involves detailed modeling of internal flow and heat transfer. (Zhang & Xing, 2020) showed that channel size, flow direction (co-flow/counter-flow), and plate design significantly affect the temperature distribution.

CFD-based studies have demonstrated the effects of channel geometry (parallel, serpentine) on pressure drop, flow regime, and mass transfer coefficient. It has been reported that flow in serpentine channels is more homogeneous, but pressure loss increases. Furthermore, (Alkhaldi et al., 2025) experimentally demonstrated that multiple serpentine designs improve gas removal efficiency and reduce temperature gradients.

The second approach is to represent the system with a single average temperature. (García-Valverde et al., 2012) Stated that such models, which assume all regions within the cell are at the same temperature, simplify the heat balance but fail to capture local temperature differences. Similarly, in another reference study(Möckl et al., 2020), a one-dimensional energy balance at the cell scale was used instead of detailed channel geometry and flow profiles, yielding safe operating curves at different flow rates. The temperature distribution was modeled on the Nafion XL membrane, and anode and cathode recirculation strategies were compared, highlighting the importance of either anode recirculation or both anode and cathode recirculation. This study, which used different Nafion types, lacked electrochemical modeling. Based on this deficiency, the current study developed an electrochemical model consistent with the reference study. Due to the limited number of parameters, the effect of concentration loss could not be accounted for. However, the model was fitted to experimental data using the range specified in the literature for the exchange current density (i_0), another critical and unpredictable parameter. It was investigated why the intracellular temperature distribution was shaped differently at the same heat production rate for the highest and lowest i_0 values. Also, the intracellular temperature distributions for laminar and turbulent flow regimes were compared.

In this study, an integrated electrochemical–thermal model was developed to analyze the effects of exchange current density, membrane type, and flow regime on the temperature distribution in a PEM electrolyzer cell under varying load profiles. At lower exchange current density (i_0=10^{-12}), activation overpotentials and heat accumulation increase, reducing fuel conversion efficiency. At higher i_0 (10^{-9}A/cm²), losses decrease and efficiency improves. Comparing flow regimes, laminar flow causes rapid membrane heating above 90 °C due to its lower convective cooling, while turbulent flow ensures thermal stability. Between membrane types, Nafion XL provides more uniform thermal distribution and higher efficiency than Nafion. Overall, integrating electrochemical and thermal modeling is crucial for optimizing material selection, flow-field design, and operation of PEM electrolyzers.

THERMOCHEMICAL AND THERMAL MODEL

Thermochemical Model

The operating principle of PEM electrolyzers is based on two basic half-cell reactions, occurring at the anode and the cathode. At the anode (OER), water molecules decompose into oxygen, protons, and electrons through an oxidation reaction. The half reaction at the anode can be expressed as:

$$H_2O_{(l)} \rightarrow \frac{1}{2}O_{2(g)} + 2H^+ + 2e^- \quad (1)$$

At the cathode, protons migrate through the electrolyte. There, they are reduced together with the electrons from the anode to produce hydrogen gas:

$$2H^+ + 2e^- \rightarrow H_{2(g)} \quad (2)$$

Overall reaction for the entire cell is

$$H_2O_{(l)} \rightarrow \frac{1}{2}O_{2(g)} + H_{2(g)} \quad (3)$$

An electrolyzer requires a minimum voltage to initiate an electrochemical reaction. This minimum voltage, known as the reversible voltage or open circuit voltage, represents the theoretical energy required and varies with temperature and pressure. However, in practical applications, this theoretical value is not sufficient. Various energy losses within the cell increase the actual voltage requirement. These losses are categorized as activation overpotentials due to the electrochemical reactions at the electrode surfaces, ohmic losses resulting from proton conduction through the membrane and electrical resistances, and mass transport (concentration) losses that become significant at high current densities. The combined impact of these losses determines the actual cell voltage.

$$U_{cell} = E_{rev} + \eta_{act} + \eta_{ohm} \quad (4)$$

The reversible voltage is calculated by the Nernst equation (Toghyani et al., 2018):

$$E_{rev} = E^0 + \frac{RT}{nF}\left[\ln\left(\frac{p_{H_2}\sqrt{p_{O_2}}}{\alpha_{H_2O}}\right)\right] \quad (5)$$

The term E^0 denotes the standard electrode potential, R is the universal gas constant, valued at 8.314 J/mol·K, and T is the absolute temperature in Kelvin, which influences the energy demand of the system,'n' is the number of electrons transferred in the half-reaction; for water electrolysis, this value is generally taken as 2, F refers to Faraday's constant, approximately 96,485 C/mol, representing the electric charge carried by one mole of electrons. The logarithmic term accounts for the effect of product gas partial pressures on the cell potential. Specifically, p_{H2} and p_{O2} refer to the partial pressures of hydrogen and oxygen, respectively. ' α_{H2O}' indicates the activity of water, which is usually assumed to be 1 for liquid water

The activation overpotential at the anode and cathode can be described by the following expressions derived from the Butler–Volmer equation, assuming high overpotential regions (García-Valverde et al., 2012):

$$\eta_{act,anode} = \frac{RT_m}{\alpha_a nF}\left[ln\left(\frac{i}{i_{0,a}}\right)\right] \quad (6)$$

$$\eta_{act,cathode} = \frac{RT_m}{\alpha_c nF}\left[ln\left(\frac{i}{i_{0,c}}\right)\right] \quad (7)$$

The variable n indicates the number of electrons transferred during the reaction and is taken as 4 for the anode (oxygen evolution reaction) and 2 for the cathode (hydrogen evolution reaction), based on the respective electrochemical half reactions. The parameters α_a and α_c are the charge transfer coefficients, reflecting the asymmetry of the activation energy barrier during electrochemical reactions. α_a is associated with the reduction process occurring at the anode, whereas α_c corresponds to the oxidation process at the cathode. In this study, both αa and αc were taken as 0.5, consistent with values commonly adopted in the literature for PEM electrolyzer modeling ((Choi et al., 2004; García-Valverde et al., 2012)

Exchange current density i_0 quantifies the reaction rate at chemical equilibrium, where reduction and oxidation reactions at the electrode surface are balanced and no net current is observed. The anode exhibits a low exchange current density due to slow reaction kinetics, resulting in significant activation losses. In contrast, the hydrogen evolution reaction (HER) at the cathode proceeds more rapidly, resulting in higher exchange current density (i_0) values and reduced activation losses. Factors such as electrode material, catalyst loading, and operating temperature influence the exchange current density. Because direct measurement of physical parameters is challenging, exchange current density and transfer coefficient values are frequently employed in the literature to calibrate models against experimental data. (Pfennig et al., 2025)

The ranges of exchange current density used for the anode and cathode are given in Table 1.

Table 1. Parameters used for water electrolysis (Choi et al., 2004; Dale et al., 2008 PEM Electrolysis for Hydrogen Production Principles and Applications, 2016)

Parameteres (A/cm^2)	Values
$i_{0,a}$	10^{-12}-10^{-9}
$i_{0,c}$	5 x 10^{-2}

Ohmic losses occur due to the electrical resistance encountered by electrons as they pass through bipolar plates, electrodes, and other conductive components. The total ohmic resistance consists of the ionic resistance to proton flow within the membrane and the electronic resistance at the stack terminals and conductive structures. This is expressed as follows:

$$\eta_{ohmic} = (R_{elec} + R_{ion})i \quad (8)$$

$$R_{ion} = \frac{t_m}{\sigma_{mem}} \quad (9)$$

$$\sigma_{mem} = (0.005139\lambda - 0.00326)\, exp\left[1268\left(\frac{1}{303} - \frac{1}{T_{cell}}\right)\right] \quad (10)$$

In the study conducted by the reference article, the analysis performed by (Bernt & Gasteiger, 2016) was taken as the basis for estimating the electronic resistance. In this analysis, an electrical contact resistance of approximately 10 mΩ·cm² was reported at the interfaces between the Membrane Electrode Assembly (MEA) and the Porous Transport Layers (PTLs). Considering that there is a total of four contact surfaces in the two PTL layers, this resistance is assumed to be distributed as 2.5 mΩ·cm² per contact interface. Additionally, due to the bulk resistance of the carbon-based PTL material itself, an extra 2 mΩ·cm² of resistance is introduced. Thus, the total electronic resistance is calculated to be 12 mΩ·cm².

The membrane ionic resistance is directly proportional to the membrane thickness (t_m) and inversely proportional to the membrane conductivity (σ_{mem}), as expressed in Equation (9). Here, R_{ion} represents the electrical resistance to proton transport through the membrane. The membrane conductivity (σ_{me}) varies with the cell temperature (T_{cell}) and membrane hydration level (λ), and is described semi-empirically by Equation (10). In this relation, the exponential term highlights the positive effect of temperature on conductivity, while the λ term reflects the critical role of water molecules within the membrane in facilitating proton transport.

Table 2. Membrane properties and calculated area-specific resistances (ASR)

	Lambda	Conductivity σ (S/cm)	Membrane thickness (cm)	ASR (Ω.cm2)
Nafion 117	15	0.14201	0.018	0.1267
Nafion 212	15	0.14201	0.007	0.04929

Thermal Cell Model

The model used in this study was developed based on a single-cell PEM electrolyzer with an active area of 5 cm². The cell design features a serpentine-type flow field on both sides. The flow channels are 1 mm wide and 1 mm deep. The solid area between the channels, called the "land," is 0.7 mm wide. The single channel length is designed as 22 mm, taking into account the straight line between the 180° turns in the upper and lower regions.

In the model, the heat generated in the membrane-electrode assembly (MEA) reaches the flow channels in two stages: First, the heat passes through the porous

carrier layers (PTL), then it is transferred to the water flow in the channel at the interface between the PTL and the channel surface. (Möckl et al., 2020)

Heat transport inside the PTL

Although PTLs have a porous structure containing both gas and liquid water phases, the void fraction is composed of more than 99% gas and less than 1% water. The influence of these fluids on thermal conductivity is negligible, as heat is predominantly transferred through the solid titanium or carbon skeleton. Therefore, in thermal conductivity calculations, the fluid phases within the pores are neglected, and the PTL is treated as a "dry" solid material. In this study, both titanium sinter. The conductive heat transfer coefficient of the PTL layer is calculated using its thermal conductivity (λ_{PTL}) and thickness (d_{PTL}) as follows:

$$U_p = \frac{\lambda}{d} \tag{11}$$

In this study, both titanium sinter (Ti-PTL) and carbon paper (C-PTL) were used. For an operating temperature of 80 °C, the conductive heat transfer coefficients calculated were 31143 W/m²K and 6428 W/m²K, respectively.

Convective heat transfer from PTL to the channel

Heat transfer from the PTLs occurs via convective heat transfer to the water flow in the channels on the anode and cathode sides. The reference article specifies a water inlet temperature of 80°C with a constant flow rate, and the flow phase is assumed to be single-phase. Under single-phase flow conditions, the convective heat transfer coefficient calculated for a given flow regime and flow rate is considered the minimum value. While bubbles in two-phase flow increase turbulence, increasing the heat transfer coefficient, correlations for single-phase water flow are used in the calculations to simplify the model (Möckl et al., 2020).
The flow regime within the channels depends on operating conditions such as the mean velocity (u), kinematic viscosity (ν), and hydraulic diameter (Dh). The transition between laminar and turbulent regimes is typically defined by a critical Reynolds number of approximately 2300, below which the flow remains laminar and above which turbulence develops. The Reynolds number is calculated as

$$Re = \frac{D_h u}{\nu} \tag{12}$$

The Nusselt number in the serpentine flow channels evaluated for Reynolds number less than 2300 and flow rate less than 1 ml/min.cm²

$$Nu = \frac{3.657}{\tanh\left(2.264\,\tilde{L}^{\frac{1}{3}} + 1.7\,\tilde{L}^{\frac{2}{3}}\right)} + \frac{0.0499}{\tilde{L}} \times \tanh \tilde{L} \tag{13}$$

$$1 \times 10^{-4} < \tilde{L} < 10$$

$\tilde{L}$ is a dimensionless parameter calculated using the single channel length (L), the hydraulic diameter (D_h), and the Reynolds (Re) and Prandtl (Pr) numbers.

$$\tilde{L} = \frac{L}{D_h\, Re\, Pr} \tag{14}$$

When the water flow rate exceeds 10 ml/(min·cm2) and the temperature approaches 80 °C, the Reynolds number surpasses the critical value of 2300 for the given channel dimensions. Under these conditions, the flow regime transitions to turbulence, and the Gnielinski correlation, which accounts for both thermal and hydrodynamic entrance effects, is employed to determine the Nusselt number (Möckl et al., 2020).

$$Nu = \frac{\frac{\xi}{8}(Re - 1000Pr)}{1 + 12.7\sqrt{\frac{\xi}{8}}\left(Pr^{\frac{2}{3}} - 1\right)}\left[1 + \left(\frac{D_h}{L}\right)^{\frac{2}{3}}\right] \tag{15}$$

This correlation is valid for the ranges $0.5 < Pr < 500$ and $2300 < Re < 10^6$. Here ξ represents the friction factor calculated with Filonenko relation for smooth tubes:

$$\xi = (1.82 \log Re - 1.64)^{-2} \tag{16}$$

After determining the Reynolds number, the appropriate correlations based on the identified flow regime are used to calculate the Nusselt number. The convective heat transfer coefficient is then obtained using the thermal conductivity of the water (λ) at the given operating conditions and the hydraulic diameter of the channel (D_h).

$$h = \frac{Nu\lambda_w}{D_h} \tag{17}$$

Table 3 presents the flow rate values used to examine the effect of different flow conditions on the temperature distribution, along with their corresponding convective heat transfer coefficients (CHTC).

Table 3. Flow rate, flow regime, and calculated convective heat transfer coefficient (CHTC)

Flow Rate (ml/min.cm²)	Regime	CHTC (W/m²K)
40	Turbulent	3.46×10^4
1	Laminar	3.93×10^3

MEA, channel and PTL calculations

In the thermal model, the heat generated within the MEA is assumed to be transferred symmetrically towards the anodic and cathodic channels. Under steady-state conditions, the heat flux from the MEA to

the PTL equals the heat flux from the PTL to the channel for both sides:

$$\dot{q}_{MEA-PTL} = \dot{q}_{PTL-Channel,anodic} = \dot{q}_{PTL-Channel,cathodic}$$

The total heat generation rate in the MEA is calculated as the difference between the actual cell voltage (U_{cell}) and the thermoneutral voltage (U_{tn}).

$$\dot{q} = (V_{cell} - V_{tn})I \quad (18)$$

Each side's overall heat transfer coefficient consists of two resistances in series: conduction through the PTL and convection to the water flow in the channel.

$$\frac{1}{U_{an}} = \frac{1}{U_{PTL,Ti}} + \frac{1}{h_a} \quad (19)$$

$$\frac{1}{U_{cath}} = \frac{1}{U_{PTL,C}} + \frac{1}{h_c} \quad (20)$$

The channel wall temperature (T_{ch}) is determined from the heat transferred from the PTL to the water flow in the channels. Since the thermal model assumes a symmetric heat distribution from the MEA towards both the anodic and cathodic channels, the total heat generation rate $\dot{q}$ is divided equally between the two sides. This is calculated using the energy balance equation:

$$T_{ch} = \frac{\dot{q}/2}{2mc_p} + T_{in} \quad (21)$$

Once T_{ch} is determined, the MEA temperature can be calculated as:

$$T_{MEA} = \frac{\dot{q}}{U_{total,a,c}} + T_{ch} \quad (22)$$

RESULTS

Model Validation

The primary objective of the polarization curve analysis was to verify the developed electrochemical model against experimental reference data and to determine the practical operating range of the system. Since the exchange current density (i_0) is a critical parameter for activation losses, it was treated as the main unknown and varied within the range 10^{-12}–10^{-9} A/cm², consistent with literature values.

Model outputs were compared with experimental polarization data for Nafion 212 and Nafion XL membranes, shown in Figures 1 and 2. The comparison demonstrated that the electrochemical model accurately reproduced the experimental trends up to a current density of approximately 11 A/cm². Beyond this point, deviations were observed, which are attributed to mass transport (concentration) losses not explicitly accounted for in the present model.The normalized lower heating value efficiency (n_{LHV}) was also computed from the model outputs. As expected, n_{LHV} was higher at low current densities due to reduced activation and ohmic losses, but decreased at higher current densities where mass transport limitations become significant. These findings indicate that limiting the operational range to current densities ≤11 A/cm² ensures both high efficiency and validity of the model assumptions.

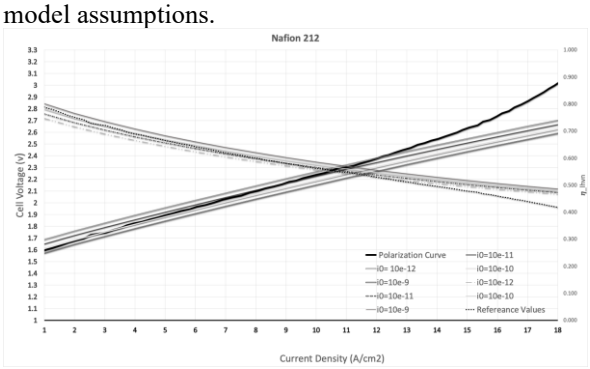


Figure 1. Polarization fit for Nafion 212

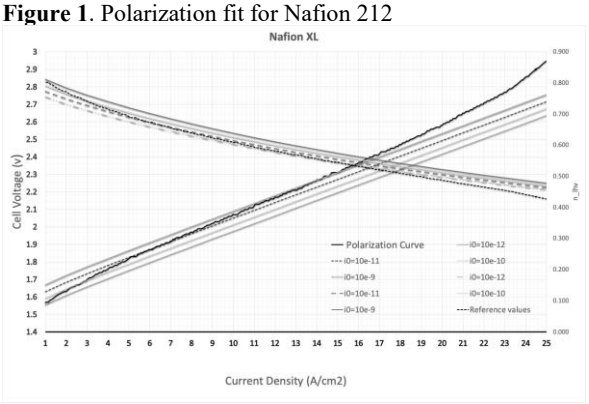


Figure 2. Polarization fit for Nafion XL

Effect of Exchange Current Density Variation on Thermal Distribution

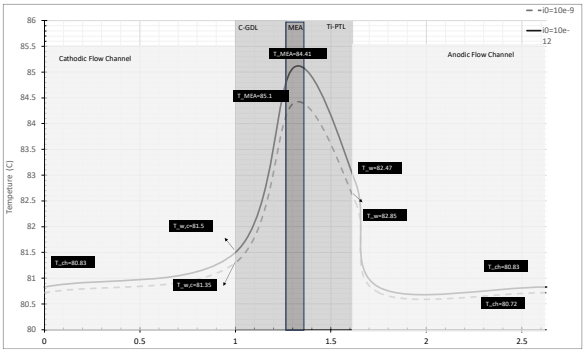


Figure 3. Thermal distribution for $i_0=1.0\times10^{-12}$ vs $i0=1.0\times10^{-9}$ A·cm^{-2} at 11 A/cm^2 with inlet temperature 80 ºC.

Figure 3 focuses on the intracellular temperature distribution using the highest (10^{-9}) and lowest (10^{-12}) exchange current densities for Nafion 212.The higher temperature difference observed on the MEA-cathode side than on the MEA-anode side under the same i_0 values is due to asymmetric effects on thermal behavior. Hydrogen bubbles formed in the cathode region reduce effective thermal conductivity and hinder

heat removal. Conversely, the presence of liquid water on the anode side provides higher thermal conductivity, facilitating heat transfer and limiting temperature rise. Additionally, the generally more limited cathode fluid circulation and the lower thermal capacity of the gas phase increase local heat accumulation on the cathode side, resulting in higher temperature differences. This demonstrates the importance of flow and phase distribution in modeling intracellular temperature gradients in PEM electrolyzers. In this analysis, although the inlet temperature was kept the same in all cases, the channel temperature reached 80.83 °C at i_0=10^{-12} and was slightly lower at 80.72 ºC for i_0= 10^{-9}. When the temperature difference between the regions was examined in the analysis, the highest difference was observed at $10^{-12,}$ and is shown in Table 4.

Table4. Temperature differences (ΔT) between MEA, channel wall, and water for two exchange current densities

ΔT(ºC)	i_0=10e-12	i_0=10e-9
$T_{w,c}$-T_{ch}	0.67	0.5
T_{MEA}-$T_{w,c}$	3.6	3.11
T_{MEA}-$T_{w,a}$	2.25	1.94
$T_{w,a}$-T_{ch}	2.02	1.75

As the exchange current density decreases, the activation overpotential value increases, and therefore more intense heat accumulation occurs at the interface of the catalyst layer and the membrane. This increase in activation losses is illustrated in Figure 4.

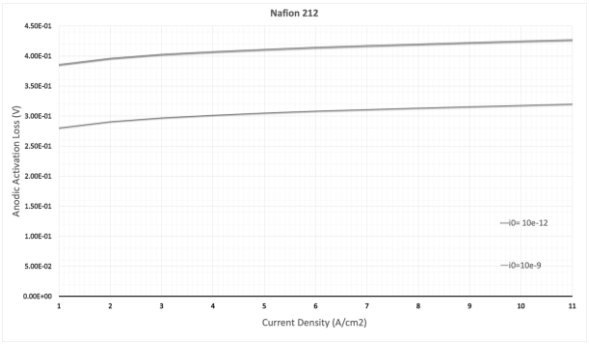


Figure 4. Anode side activation losses for i_0=1.0×10^{-12} and i0=1.0×10^{-9} A·cm^{-2}

When the fuel conversion efficiency based on LHV is calculated, it is observed that approximately 56% of the supplied energy is converted into fuel at $i_0 = 10^{-9}$, whereas this ratio decreases to 54% at $i_0 = 10^{-12}$. Since the exchange current density (i_0) depends on the catalyst material, selecting catalysts with higher i_0 values is more favorable in terms of both achieving a more stable thermal distribution and improving fuel conversion efficiency.

Effect of Flow Regime on Thermal Performance

As shown in Figure 5, the specific heat generation values remain identical in different flow regimes up to a current density of 4 A/cm², after which they start to deviate. Examination of the ohmic losses in Figure 6 indicates that this deviation originates from increased ohmic losses. As presented in Equation 10, the membrane conductivity is a function of the membrane temperature. Under laminar flow conditions, the membrane temperature rises more rapidly, leading to higher ohmic losses beyond 4 A/cm².

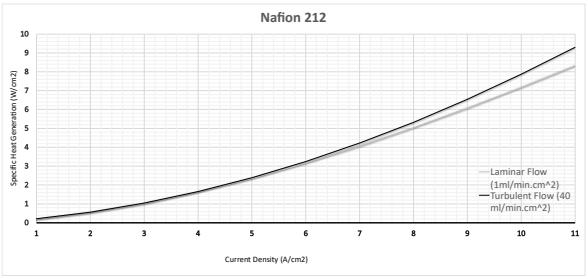


Figure 5. Specific heat generation vs. current density for Nafion 212 under laminar (1 ml/min·cm²) and turbulent (40 ml/min·cm²) flow conditions

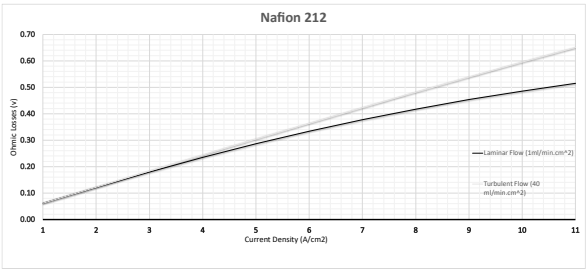


Figure 6. Ohmic losses vs. current density for Nafion 212 under laminar (1 ml/min·cm²) and turbulent (40 ml/min·cm²) flow conditions.

Convective heat transfer coefficients were calculated as 3.93×10^3 W/m²·K and 3.46×10^4 W/m²·K for laminar and turbulent flows, respectively. Despite having the same initial inlet temperature, the lower convection capacity in laminar flow leads to reduced heat removal from the cell, resulting in greater heat retention and a more rapid increase in membrane temperature.

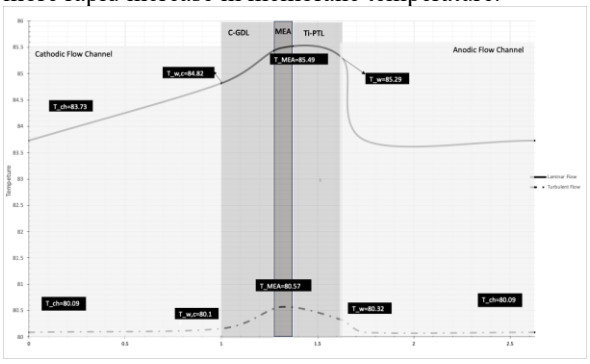


Figure 7. Thermal distribution for laminar and turbulent flow at 3 A/cm² ,1.04 W/cm²

Figure 7 shows the effect of the flow regime on the temperature distribution inside the cell under the same heat generation rate and current density. It has been observed that the membrane temperature value in laminar flow is higher compared to turbulent flow. When the temperature differences in Table 5 are

examined, the fact that the temperature differences between the MEA and the anode and cathode regions are small in both laminar and turbulent flow shows that the temperature is homogeneously distributed inside the cell and that sudden gradients do not occur. The temperature difference between the channel wall and the channel is 1.09 °C on the cathode side and 1.56 °C on the anode side in laminar flow. This is due to the accumulation of heat on the wall surface and the inability of the water to remove this heat sufficiently because of the low convective heat transfer coefficient. In turbulent flow, both the MEA and channel temperatures remain low (MEA: 80.57 °C, channel: 80.09 °C), and the differences between the wall and water are smaller compared to laminar flow (0.07–0.23 °C). These results reveal that turbulent flow removes heat effectively by thinning the boundary layer and increasing fluid mixing, thereby keeping the membrane temperature at safe levels and improving thermal management.

Table 5. Temperature differences (ΔT) between MEA, channel wall, and water for two exchange current densities

ΔT(ºC)	Laminar Flow	Turbulent Flow
$T_{w,c}$-T_{ch}	1.09	0.07
T_{MEA}-$T_{w,c}$	0.67	0.41
T_{MEA}-$T_{w,a}$	0.20	0.25
$T_{w,a}$-T_{ch}	1.56	0.23

As shown in Figure 8, the fuel conversion efficiency under turbulent flow (40 ml/min·cm²) and laminar flow (1 ml/min·cm²) follows a similar trend at the beginning; however, as the current density increases, the efficiency in turbulent flow decreases more noticeably. When examining the membrane temperature, it is observed that in laminar flow, the temperature rises much more rapidly and exceeds 90 °C, which is reported in the literature as a critical threshold (Möckl et al., 2020).

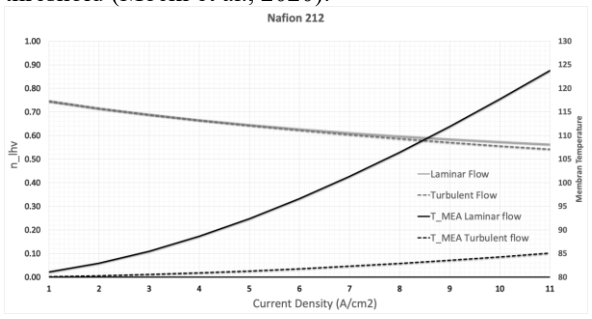


Figure 8. Membrane Temperature and n_{LHV} for laminar and turbulent flow up to 11 A/cm²

Thermal Distribution Comparison of Nafion XL and Nafion 212

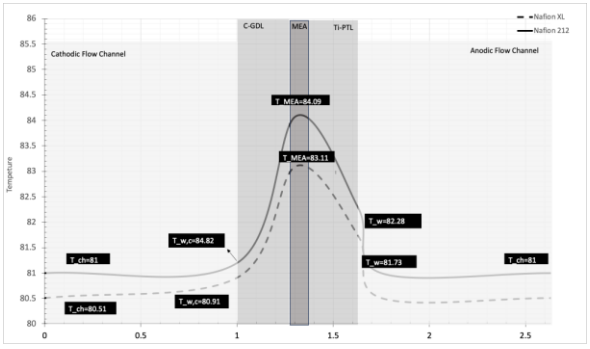


Figure 9. Thermal Distribution of Nafion XL and Nafion 212 membranes at 10 A/cm², $i_0=10^{-11}$

Figure 9 shows the in-cell thermal distribution for Nafion XL and Nafion 212 membranes at the highest current density used in our model, with the same exchange current density values. Because activation losses are similar at the same i_0, the higher temperatures seen in Nafion 212 result from its higher ionic resistance, which raises ohmic losses. Table 6 shows that the temperature difference between the MEA and the channel walls is smaller for Nafion XL than for Nafion 212. When the n_{LHV} values are examined, Nafion XL, which has a thicker membrane, achieves about 61%, while Nafion 212 reaches 56%. This suggests that Nafion XL has lower ohmic resistance, manages heat more effectively, and provides higher fuel conversion efficiency. On the other hand, Nafion 212 holds more heat, which leads to larger temperature differences and a greater rise in membrane temperature.

Table 6. Temperature differences (ΔT) between MEA, channel wall, and water for two exchange current densities

ΔT(ºC)	Nafion XL	Nafion 212
$T_{w,c}$-T_{ch}	0.4	0.2
T_{MEA}-$T_{w,c}$	2.2	2.89
T_{MEA}-$T_{w,a}$	1.38	1.81
$T_{w,a}$-T_{ch}	1.22	1.28

CONCLUSION

In this study, an integrated electrochemical and thermal model was developed to evaluate the temperature distribution within the cell. The effects of exchange current density (i_0), membrane type, and flow regime on the thermal behavior were investigated. Model outputs obtained for Nafion 212 and Nafion XL were compared with experimental polarization curves in the literature and showed good agreement up to approximately 11 A/cm². Above this limit, deviations were observed due to concentration losses not included in the model. The analyses showed that lower exchange current densities increase the activation overpotential on the anode side, which leads to greater heat accumulation, higher membrane temperatures, and lower fuel conversion efficiency (54% at $i_0 = 10^{-12}$ compared to 56% at $i_0 = 10^{-9}$). When the flow regimes

were examined, it was observed that laminar flow, with its lower convective heat transfer coefficient, caused rapid temperature rise and distinct wall–water temperature differences, and that at high current densities the membrane temperature exceeded 90 °C. In contrast, it was determined that turbulent flow provided effective cooling, thanks to its higher heat transfer coefficient, which kept the membrane temperature within safe limits and improved thermal stability. When the membrane types were compared, Nafion XL was found to provide lower MEA–channel wall temperature differences and higher nLHV efficiency (61% compared to 56%) than Nafion 212. These findings reveal that Nafion XL has a more uniform thermal distribution. Overall, the results demonstrate that combining electrochemical and thermal modeling is crucial for determining material selection, flow field design, and operating strategies to optimize PEM electrolyzer performance.

LIST OF SYMBOLS

Symbol	Description	Unit
α_a, α_c	Charge transfer coefficients (anode/cathode)	–
α_{H2O}	Water activity	–
ASR	Area-specific resistance	$\Omega \cdot cm^2$
c_p	Specific heat capacity	$J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$
d_{PTL}	Thickness of porous transport layer	m
D_h	Hydraulic diameter	m
E_0	Standard electrode potential	V
F	Faraday constant	$C \cdot mol^{-1}$
h_c	Convective heat transfer coefficient	$W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$
i_0	Exchange current density	$A \cdot cm^{-2}$
L	Channel length	m
$\tilde{L}$	Dimensionless channel length	–
λ	Membrane water content (hydration level)	–
λ_w	Thermal conductivity of water	$W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$
μ	Dynamic viscosity	Pa·s
ν	Kinematic viscosity	$m^2 \cdot s^{-1}$
n	Number of electrons transferred	–
Nu	Nusselt number	–
p_{H2}, p_{O2}	Partial pressures of hydrogen and oxygen	bar (or atm)
Pr	Prandtl number	–
$\dot{q}$	Total heat generation rate	W
R	Universal gas constant	$J \cdot mol^{-1} \cdot K^{-1}$
$R_{contact}$	Contact resistance (MEA–PTL interface)	$\Omega \cdot cm^2$
R_{ion}	Ionic resistance of the membrane	$\Omega \cdot cm^2$
Re	Reynolds number	–
σ_{mem}	Membrane conductivity	$S \cdot cm^{-1}$
tm	Membrane thickness	cm
T	Absolute temperature	K
T_{ch}	Channel temperature	°C
T_{in}, T_{out}	Inlet/outlet water temperature	°C
T_{MEA}	Membrane electrode assembly temperature	°C
$T_{w,a}$	Anode-side wall water temperature	°C
$T_{w,c}$	Cathode-side wall water temperature	°C
U_{cell}	Actual cell voltage	V
U_{cond}	Conductive heat transfer coefficient	$W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$
U_{rev}	Reversible (open-circuit) voltage	V
U_{tn}	Thermo-neutral voltage	V
η_{act}	Activation overpotential	V
η_{conc}	Concentration (mass transport) overpotential	V
η_{ohm}	Ohmic overpotential	V
ξ	Friction factor (Filonenko relation)	–
$\dot{m}$	Mass flow rate	$kg \cdot s^{-1}$

REFERENCES

Alkhaldi, S., Aziz, M., Amrite, A., & Prasad, A. K. (2025). Parametric study of PEM water electrolyzer performance. *Journal of Applied Electrochemistry*, *55*(2), 327–343. https://doi.org/10.1007/s10800-024-02187-9

Bernt, M., & Gasteiger, H. A. (2016). Influence of Ionomer Content in IrO 2 /TiO 2 Electrodes on

PEM Water Electrolyzer Performance . *Journal of The Electrochemical Society*, *163*(11), F3179–F3189. https://doi.org/10.1149/2.0231611jes

Choi, P., Bessarabov, D. G., & Datta, R. (2004). A simple model for solid polymer electrolyte (SPE) water electrolysis. *Solid State Ionics*, *175*(1–4), 535–539. https://doi.org/10.1016/j.ssi.2004.01.076

Dale, N. V., Mann, M. D., & Salehfar, H. (2008). Semiempirical model based on thermodynamic principles for determining 6 kW proton exchange membrane electrolyzer stack characteristics. *Journal of Power Sources*, *185*(2), 1348–1353. https://doi.org/10.1016/j.jpowsour.2008.08.054

García-Valverde, R., Espinosa, N., & Urbina, A. (2012). Simple PEM water electrolyser model and experimental validation. *International Journal of Hydrogen Energy*, *37*(2), 1927–1938. https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2011.09.027

Ito, H., Maeda, T., Nakano, A., & Takenaka, H. (2011). Properties of Nafion membranes under PEM water electrolysis conditions. In *International Journal of Hydrogen Energy* (Vol. 36, Issue 17, pp. 10527–10540). https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2011.05.127

Möckl, M., Bernt, M., Schröter, J., & Jossen, A. (2020). Proton exchange membrane water electrolysis at high current densities: Investigation of thermal limitations. *International Journal of Hydrogen Energy*, *45*(3), 1417–1428. https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2019.11.144

Ni, M., Leung, M. K. H., & Leung, D. Y. C. (2008). Energy and exergy analysis of hydrogen production by a proton exchange membrane (PEM) electrolyzer plant. *Energy Conversion and Management*, *49*(10), 2748–2756. https://doi.org/10.1016/j.enconman.2008.03.018

Pfennig, M., Schiffer, B., & Clees, T. (2025). Thermodynamical and electrochemical model of a PEM electrolyzer plant in the megawatt range with a literature analysis of the fitting parameters. *International Journal of Hydrogen Energy*, *104*, 567–583. https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2024.04.335

Toghyani, S., Afshari, E., Baniasadi, E., & Atyabi, S. A. (2018). Thermal and electrochemical analysis of different flow field patterns in a PEM electrolyzer. *Electrochimica Acta*, *267*, 234–245. https://doi.org/10.1016/j.electacta.2018.02.078

Zhang, Z., & Xing, X. (2020). Simulation and experiment of heat and mass transfer in a proton exchange membrane electrolysis cell. *International Journal of Hydrogen Energy*, *45*(39), 20184–20193. https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2020.02.102

TEK ODACIKLI TURBA MİKROBİYAL YAKIT HÜCRESİNİN ELEKTRİK ÜRETİM PERFORMANSININ ARAŞTIRILMASI

Nurettin ÇEK[1,2*], Selman SEZER[2], Alper Kadir TANYILDIZI[3], Ayhan ORHAN[4], Aysun TUNA[5], Hüseyin Can TOPCAN[6], Tayfun MENLİK[7]

[1]Fırat Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Metalurji ve Malzeme Mühendisliği Teknolojileri Anabilim Dalı, 23119, ELAZIĞ, nurettincek001@gmail.com

[2]OSTİM Teknik Üniversitesi, Meslek Yüksekokulu, Makine ve Metal Teknolojisi, 06374, ANKARA, nurettin.cek@ostimteknik.edu.tr

[3]Fırat Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Mekatronik Mühendisliği Anabilim Dalı, 23119, ELAZIĞ, sesezer07@gmail.com

[4]Fırat Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Mekatronik Mühendisliği Bölümü, 23119, ELAZIĞ, atanyildizi@firat.edu.tr

[5]Fırat Üniversitesi, Teknoloji Fakültesi, Metalurji ve Malzeme Mühendisliği Bölümü, 23119, ELAZIĞ, ayorhan@firat.edu.tr

[6]Bolu Abant İzzet Baysal Üniversitesi, Mimarlık Fakültesi, Şehir ve Bölge Planlama Bölümü, 23119, BOLU, aysun.tuna@ibu.edu.tr

[7]Gazi Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Enerji Sistemleri Mühendisliği Anabilim Dalı, 06500, ANKARA, hctopcan@gmail.com

[8]Gazi Üniversitesi, Teknoloji Fakültesi, Enerji Sistemleri Mühendisliği Teknolojileri Bölümü, 06500, ANKARA, tmenlik@gazi.eu.tr

Özet: Mikrobiyal yakıt hücreleri, atık değerlendirmesi ile biyoekonomiyi teşvik eden yeşil enerji üretimi arasında bir köprü kuran temiz ve yenilebilir enerji üretim cihazlarıdır. Mikrobiyal yakıt hücreleri için uygun organik madde kaynaklarından birisi turba topraklarıdır. Turba arazileri muazzam miktarda karbon içerir ve bu nedenle karbon emiciler olarak bilinmektedirler. Turba toprağı, bitkilerden gelen organik maddelerin birikmesi ve ayrışmasıyla oluşmaktadırlar. Bu topraklar, inşaat ve çevre mühendisliğinde en sorunlu toprak gibi görünmektedirler. Literatürde, organik madde ve mikroorganizmalar açısından zengin bir içeriğe sahip olan turba topraklarının mikrobiyal yakıt hücreleri için yeşil güç kaynakları olarak kullanılmasının oldukça yararlı olduğu kanaati hakimdir. Turba kullanılarak bitki esaslı mikrobiyal yakıt hücresi, katot odasında sodyum hidroksit çözeltisi içeren çift odacıklı mikrobiyal yakıt hücresi gibi uygulamalar literatürde mevcuttur. Buradan yola çıkarak bu çalışmada, tek odacıklı turba mikrobiyal yakıt hücresi imal edilerek elektrik enerjisi üretim performansı araştırılmıştır. Ayrıca, tek odacıklı turba mikrobiyal yakıt hücresinin ürettiği elektrik enerjisi kondansatörlerde depolanmış ve düşük güçlü LED'lerin çalıştırılması sağlanmıştır. Böylece, düşük güç gerektiren uygulamalar için tek odacıklı turba mikrobiyal yakıt hücresinin kullanılabilirliği ortaya konulmuştur.
Anahtar Kelimler: Mikrobiyal yakıt hücresi, turba, elektrik üretimi, yeşil enerji, LED.

INVESTIGATION OF ELECTRICITY GENERATION PERFORMANCE OF SINGLE CHAMBERED PEAT MICROBIAL FUEL CELL

Abstract: Microbial fuel cells are clean, renewable energy production devices that promote the bioeconomy that bridging between waste utilization and green energy production. Peat soils are a suitable source of organic matter for microbial fuel cells. Peatlands contain enormous amounts of carbon and are known as carbon sinks. Peat soils form from the accumulation and decomposition of plant matter. In civil and environmental engineering, these soils are considered problematic. The literature considers peat soils, which are rich in organic matter and microorganisms, to be very useful green power sources for microbial fuel cells. Examples of applications include plant-based microbial

fuel cells using peat and dual-chamber microbial fuel cells with a sodium hydroxide solution in the cathode chamber. Based on these findings, this study fabricated a single-chamber peat microbial fuel cell and investigated its electrical energy generation performance. Additionally, the electrical energy generated by the single-chamber peat microbial fuel cell was stored in capacitors, which powered low-power LEDs. Thus, the usability of the single-chamber peat microbial fuel cell for low-power applications was demonstrated.
Keywords: Microbial fuel cell, peat, electricity production, green energy, LED.

GİRİŞ

Elektrokimya, mikrobiyal kinetik, malzeme bilimi ve kontrol biliminin karmaşık etkileşimlerini içeren mikrobiyal yakıt hücreleri, biyokütle tabanlı teknolojiden yararlanarak biyokimyasal enerjiyi verimli bir şekilde elektrik enerjisine dönüştürebilen cihazlar olarak ilgi görmektedirler. Yeşil bir enerji kaynağı olan mikrobiyal yakıt hücreleri, bakterilerin organik maddelere uyguladığı kataliz tepkimeleri sonucu elektrik enerjisi üreten ve gelecek vaat eden bir yenilenebilir enerji teknolojisidir (Fu *vd*, 2025).

Mikrobiyal yakıt hücreleri, güç üretimi ve atık su arıtma işlevlerini birleştiren yenilenebilir bir enerji sistemi olarak akademik olarak yoğun ilgi görmüştür. Mikrobiyal yakıt hücresinin anot odasında, elektrokimyasal olarak aktif mikroorganizmalar organik madde açısından zengin atık malzemelerdeki kimyasal enerjiyi metabolik olarak sindirerek elektronlar ve protonlar üretir. Redoks reaksiyonunu tamamlamak için elektronlar harici devre yoluyla katoda ulaşırken protonlar çözelti yoluyla katoda ulaşırlar. Böylece mikrobiyal yakıt hücresi elektrik enerjisi üretimi sağlarlar (Zhao *vd* 2025).

Elektrokimyasal ve biyoteknolojik prensiplerin birleşimi sonucu ortaya çıkan bir cihaz olan mikrobiyal yakıt hücreleri, kimyasal enerjiyi atık su gibi organik maddelerden faydalanarak doğrudan elektriğe dönüştürmek için biyokatalizör olarak elektroaktif mikroorganizmaları kullanır. Geleneksel yöntemlerle karşılaştırıldığında, mikrobiyal yakıt hücreleri daha düşük işletme maliyetleri, gelişmiş arıtma verimliliği ve enerji geri kazanımı potansiyeli dahil olmak üzere çeşitli avantajlar sunmaktadır (Qi *vd*, 2025).

Mikrobiyal yakıt hcrelerinin çeşitli avantajlarına rağmen daha geniş pratik uygulamalarını engelleyen birkaç dezavantajı vardır. Dezavantajları arasında daha düşük elektrik akımı ve gücü, yüksek maliyet ve zamanla azalan dayanıklılık yer almaktadır. Bu zorlukların üstesinden gelmek önemli bilimsel çabanın ve mühendislik çabasının ortaya konulması gerekmektedir. Mikrobiyal yakıt hücresinin karmaşıklığı nedeniyle, akım ve güç yoğunluklarını arttırmak için cihaz yapısı ve tasarımı, elektrot malzemeleri, kimyasal katalizörler, kullanılan biyokatalizör türü, eklenen substratın türü ve kaynağı, ayırma membranı, koşullar gibi birçok değişkenin optimize edilmesi gerekmektedir. Bu durum, mikrobiyal yakıt hücresi teknolojisini daha geniş ve daha güncel uygulamalara izin veren teknolojik düzeye getirmek için disiplinler arası uzmanlar arasında bir kesişim noktası bulmayı gerektirir. Sürekli araştırma ve özveriyle mikrobiyal yakıt hücreleri ölçeklenmeye hazırdır. Mikrobiyal yakıt hücreleri, değerli ürünler üretme, zararlı maddeleri parçalama ve kendi kendini idame ettiren sistemler için elektrik üretme potansiyeli sunmaktadır (Hubenova and Hubenova, 2025).

Mikrobiyal yakıt hücrelerinin enerji kaynağı, organik madde bakımından zengin malzemeler olup bunlar genellikle substrat olarak adlandırılmıştır. Bakteriler, substratları ayrıştırarak kendilerine besin sağlarken serbest elektronlar ve protonlar ortaya çıkarmaktadırlar. Bunlar mikrobiyal yakıt hücresinin elektrik üretim sürecinde önemli rol oynamaktadırlar. Buna bağlı olarak, subsrat türü mikrobiyal yakıt hücresinin elektrik üretim performasın ile yakından ilişkilidir. Örneğin, karmaşık substratlar farklı kimyasal bileşiklerin bir karışımıdır ve genellikle mikrobiyal topluluklar içerir. Karmaşık substratlara örnek olarak; belediye atık suları, mutfak ve yemek atıkları, evsel atık sular verilmektedir. Substrat olarak kullanılan endüstriyel atık sulara örnek olarak genellikle damıtma tesislerinden, palmiye yağı fabrikalarından, koyu fermantasyon sistemlerinden, çöp sahası sızıntılarından, petrol endüstrisinden, tekstil fabrikalarından ve çikolata endüstrisinden kaynaklanana atık sular sayılabilir (Sonawane *vd.* 2022).

Mikrobiyal yakıt hücrelerinde araştırılan bir başka substrat örneği de inşaat ve çevre mühendisliğinde en sorunlu toprak türlerinden birisi olarak tanıtılan turba (torf) toprağı olarak adlandırılan malzemelerdir (Li *vd*, 2023). Dünya kara alanının yaklaşık %3 ila % 8'ini kaplayan, organik madde açısından zengin asidik bir toprak türü olan turba, anaerobik koşullar sağlamaktadır (Orhan ve Çek, 2025a; Orhan ve Çek 2025b). Turbanın sağlamış olduğu özellikler, mikrobiyal yakıt hücreleri çalışmalarında ilham kaynağı olmuştur.

Yapılan bir çalışmada, su seviyesi yüzey seviyesinin yaklaşık 5 cm altındaki bir şamandıra valfi ile aynı yükseklikte tutulan turba toprağı ve grafit keçe elektrotlar kullanılarak tasarlanan bitki esaslı mikrobiyal yakıt hücresi ortalama 1,3 mW/m^2 ulaşan seviyelerde güç yoğunluğu sağlamıştır (Wetser *vd*, 2015).

Başka bir çalışmada, turba topraklarından elde edilen ve turba suyu olarak adlandırılan organik malzeme, aktif karbon elektrotlar ve katyon değişim mebranı kullanılarak tasarlanan mikrobiyal yakıt hücresi vasıtasıyla 0,0364 mW/m^2 civarında güç yoğunluğu elde edilmiştir (Utami *vd*, 2019).

Mikrobiyal yakıt hücrelerinin performansının zengin organik madde içeriğine sahip anaerobik ortam ile sağlanabileceği düşüncesinden hareketle yapılan bir çalışmada, torf malzemesi, grafit elektrotlar, proton değişim membranı ve sodyum hidraoksit kullanılarak çift odacıklı mikrobiyal yakıt hücresi tasarlanmıştır. Bu mikrobiyal yakıt hücresinde torf toprağı, anot bölmesinde en uygun anaerobik ortamı ve gereken organik maddeyi sağlamış ve de *Clostridium* bakterileri içererek elektrokimyasal olarak aktif mikroorganizma kaynağı olarak da görev yapmıştır. Anot ve katot

bölmeleri proton değişim mebranı ile ayrılmıştır. Katot bölmesinde sodyum hidroksit kullanılmasıyla mikrobiyal yakıt hücresinin elektriksel performansının arttırılması amaçlanmıştır. Nihayetinde torf esaslı bu mikrobiyal yakıt hücresinin en yüksek güç yoğunluğu 438 mW/m^2 seviyelerine ulaşmıştır. Bu güç yoğunluğu değeri torf kullanılan önceki (Wetser *vd*, 2015; Utami *vd*, 2019) mikrobiyal yakıt hücresi çalışmalarından oldukça yüksek idi. Buna rağmen, 9 saatlik çalışmanın ardından sodyum hidroksit tarafından proton değişim memranı delinmiş ve anot ile katot odası birbirine karaşıarak mikrobiyal aktivite zayıflamıştır. Bunun sonucu olarak da elektrik üretimi durma noktasına gelmiştir (Erensoy *vd*, 2022).

Yapılan bir başka çalışmada, turba toprağı kullanılarak proton değişim membranı ve sodyum hisroksit kullanımı yapılmadan tek odacıklı bir turba esaslı mikrobiyal yakıt hücresi tasarlanmıştır. Bu mikrobiyal yakıt hücresine değişik oranlarda bambu atığı, bambu kömürü, fulvik asit ve damıtılmış su gibi kimyasal maddeler ilave edilmiştir. Anot elektrot bambu kömürü/demir içerikli iken katot elektrot aktif karbon içerikli idi. Söz konusu çalışmanın sonuçları, 2100 mW/m^2 civarına varan güç yoğunluğuna ulaşıldığını göstermiştir (Li *vd*, 2023).

Torf esaslı mikrobiyal yakıt hücreleri yeşil elektrik gücü üretimine yönelik umut vadetmektedir. Ayrıca, torf esaslı mikrobiyal yakıt hücrelerinin atık değerlendirmesi ile biyoekonomiyi daha da teşvik eden yeşil enerji üretimi arasında bir köprü kurabileceğine inanılmaktadır ((Li *vd*, 2023). Lakin, turba esaslı mikrobiyal yakıt hücreleri henüz ticarileşme aşamasına gelmemiştir. Turba esaslı mikrobiyal yakıt hücreleri tarafından üretilen elektrik enerjisinin daha yüksek seviyelere çıkarılması ve elektrokimayasal performansının geliştirilmesi gerekmektedir. Bunun için öncelikle prpton değişim membranı maliyeti olmayan tek odacıklı turba esaslı mikrobiyal yakıt hücresinin elektriksel performansının ele alınması, ardından bu mikrobiyal yakıt hücresi tarafından üretilen elektriksel gücün arttırılması amacıyla elektrort, mikroorganizma ve substat takviyesi gibi konular değerlendirilmesi gerektiği düşüncesine varılmıştır.

Buradan hareketle bu çalışmada, grafit anot ve grafit katot içeren tek odacıklı bir mikrobiyal yakıt hücresi yapılanması içerisinde torf toprağı kullanılarak tasarlanan torf esaslı mikrobiyal yakıt hücresi tarafından sağlanan elektriksel performans araştırılmıştır. Tek odacıklı torf esaslı mikrobiyal yakıt hücresinin elektriksel performansı belirlendikten sonra önceki çalışmalarla karşılaştırılmıştır.

MALZEMELER VE YÖNTEM

Malzemeler

Cam beher (100 mL) mikrobiyal yakıt hücresinin reaktörü olarak kullanılmıştır. Mikrobiyal yakıt hücresi için hem anot ve katot elektrot olarak grafit silindir çubuk elektrotlar (Mass Döküm, Konya) kullanılmıştır. Torf (turba) toprağı ticari bir işletmeden (Yetkin Torf Tarımsal Gübre San. Tic. ve Nak. Ltd. Şti., Bolu) satın alındı.

Mikrobiyal yakıt hücresinin elektrik enerjisi ile ilgili ölçümleri için potansiyostat/galvanostat (Ivium Vertex, 1 A, Hollanda) cihazı kullanıdı.

Elektrot olarak kullanılan grafitler, deneylerden önce kirleticilerden temizlenmesi için etil alkol (Feb Isı Teknolojileri Enerji San. Ltd. Şti., Ankara) ve saf su (Feb Isı Teknolojileri Enerji San. Ltd. Şti., Ankara) kullanıldı.

Hassas terazi (Weighlab, WL-303L, İstanbul), ağırlık ölçümleri için kullanılmıştır.

LED (ışık yayan diyot), 1,8 Volt ileri gerilim (voltaj) ve 2 mA ileri akım ile çalışabilme özelliğine sahip kırmızı renkli ışık kaynağıdır. Bu ürün, Mouser Electronics (Almanya) firmasından satın alınmıştır.

Kondansatör, elektrik enerjisini depolamaya yarar, 2,5 V, 470 µF kapasitesine sahiptir. Bu elektrik devre elemanı Xuansn Electronic (Çin) firmasından satın alınmıştır.

Direnç, fazla gelen elektrik akımına karşı LED'i korumak için 20 ve 100 ohm dirençler kullanılmış olup Robolink (Ankara) firmasından satın alınmıştır.

Yöntem

Laboratuvar koşullarında, 25±2°C sıcaklıkta çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Kirleticilerden temizlenmesi amacıyla etil alkol ve saf su ile temizlenen grafit elektrotlar laboratuvar koşullarında kurutulduktan sonra kullanıma hazır hale getirildi.

Satın alınan ticari torf toprağının ana yapısını koruması amacıyla kurutma yapılmadan doğrudan cam beher içerisine 100 gr tartılarak konuldu. Ticari torf toprağının elektrokimyasal olarak aktif mikroorganizmalardan olan *Clostridium* bakterilerini içerdiği bilinmektedir (Erensoy *vd*, 2022). Ayrıca, bazı çalışmalarda, turba toprakları her iklim bölgesinde mevcut olan peyzaj unsurlarından birisi olarak bildirilmiştir ve toplam Dünya alanının 3 milyon km^2'den fazla olduğu bunun da Dünya'nın kara yüzeyinin yaklaşık %3'üne denk geldiği bildirilmiştir (Szajdak *vd*, 2020). Bu, turbaların mikrobiyal yakıt hücreleri için önemli organik madde kaynağı olduğunun bir göstergesidir. Üstelik, turba toprağının organik madde açısından zengin bir içeriğe sahip olduğu bilinmektedir (Motorin and Iglovikov, 2018). Hem organik madde bakımından zengin bir içeriğe sahip olması hem de elektrokimyasal olarak aktif mikroorganizma barındırması torf topraklarının mikrobiyal yakıt hücrelerinde kullanımı için gerekli kriteri sağladığı düşüncesini oluşturmuştur. Bunun için bu çalışmada tek odacıklı mikrobiyal yakıt hücresi yapımında hem organik madde kaynağı hem de elektrokimyasal mikroorganizma kaynağı olarak turba tercih edilmiştir.

Ardından, hem anot hem de katot elektrot olarak grafit elektrotlar yerleştirildi. Grafit elektrotlar, mikrobiyal yakıt hücrelerindeki mikroorganizmalarla yüksek biyouyumluluk göstermesi, piyasada daha kolay bulunabilir olması ve metal bazlı malzemelere kıyasla daha düşük maliyet göstermesi gibi önemli yararları nedeniyle yaygın olarak kullanılan bir malzemedir (Borja-Maldonado and López Zavala, 2023). Bu sayede,

anot ve katot elektrotlardan oluşan tek odacıklı turba mikrobiyal yakıt hücresi tasarlanmıştır.

Potansiyostat/galvanostat cihazı kullanılarak iki elektrotlu elektokimyasal hücre yapılandırması altında açık devre gerilimi (OCV) ve doğrusal taramalı voltametri (LSV) teknikleri kullanılarak tek odacıklı turba mikrobiyal yakıt hücresinin elektriksel performansı belirlemeye yönelik ölçümler gerçekleştirildi. İki elektrotlu elektrokimyasal hücre yapılanması esas alınarak potansiyostat/galvanostat cihazının çalışma elektrotu tek odacıklı turba mikrobiyal yakıt hücresinin anot elektrotuna bağlanırken potansiyostat/galvanostat cihazının karşı ve referans elektrotları ise tek odacıklı turba mikrobiyal yakıt hücresinin katot elektrotuna bağlandı (Borja-Maldonado and López Zavala, 2023).

Mikrobiyal yakıt hücreleri sabit OCV oluşturduktan sonra kutuplaşma eğrileri oluşturulmaktadır (Ieropoulos vd, 2018). OCV, herhangi bir harici yük olmaksızın 24 saat boyunca her saniyede bir zamana karşı gerilim değerinin kaydedilmesiyle gerçekleştirildi. OCV kararlı bir hal sergiledikten sonra LSV, OCV değerinden 0 volt değerine kadar 1 mV/s tarama hızı ile ölçülmüştür. Bu sayede gerilim ve akımdan oluşan kutuplaşma eğrileri elde edilmiştir (Hidalgo *vd*, 2015).

LSV eğrilerinden yola çıkarak akım yoğunluğu eşitlik (1) kullanılarak hesaplanmıştır (Ifeoma Okeke *vd*, 2023).

$$i = I / A \quad (1)$$

Burada; i, akım yoğunluğu (mA/cm^2), I, akım (mA) ve A, elektrot yüzey alanıdır (cm^2).

Güç yoğunluğu eşitlik (2) kullanılarak hesaplanmıştır (Ifeoma Okeke *vd*, 2023).

$$P_{yoğunluk} = i \times V \quad (2)$$

Burada; $P_{yoğunluk,}$ güç yoğunluğu (mW/m^2), i, akım yoğunluğu (mA/cm^2) ve V, gerilim (mV) olarak ifade edilmektedir.

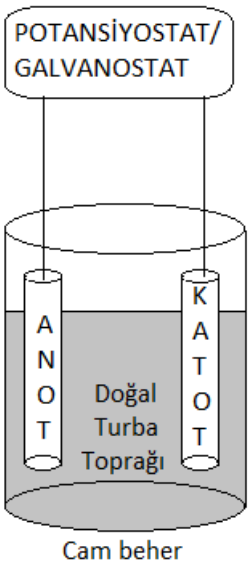
Tek odacıklı turba mikrobiyal yakıt hücresi tarafından üretilen en yüksek güç yoğunluğu değeri öneki çalışmalardaki en yüksek güç yoğunluğu değeri ile karşılaştırılmıştır.

Torf esaslı mikrobiyal yakıt hücrelerinin günlük hayatta uygulanma potansiyelini gösterebilmek amacıyla bu mikrobiyal yakıt hücreleri çok sayıda imal edilmiş ve elektriksel olarak seri bağlantı yapılarak 1 adet kondansatör şarj edilmiştir. LED'in sorunsuz ve etkin çalışmasını sağlamak amacıyla LED'in ileri voltajı (V_f), ileri akımı (I_f) ve kondansatör besleme voltajı (V_s) temel alınarak eşitlik (3) kullanılarak uygun dış direnç ($R_{dış}$) hesaplandı (Çek *vd*, 2025).

$$R_{dış} = (V_s - V_f) / I_f \quad (3)$$

Ardından, kondansatör ve LED arasına elektrik akımına karşı koruması sağlaması acıyla 1 adet dış direnç bağlanmıştır. Sonrasında, devre tamamlandığı için kondansatörde depolanan elektrik akımının akışı ile birlikte 1 adet LED çalışmıştır.

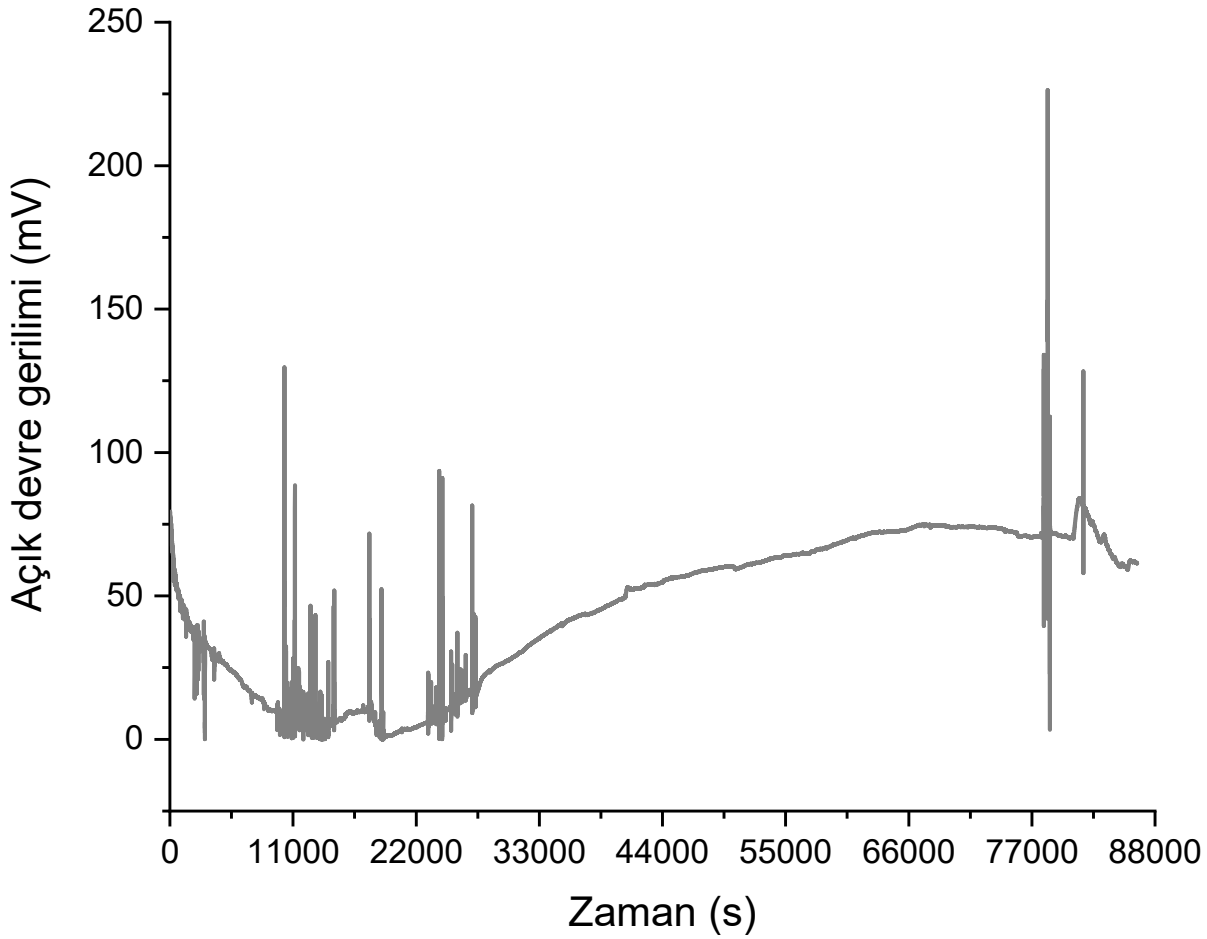
Bu çalışmada tasarlanan tek odacıklı torf mikrobiyal yakıt hücresinin şematik gösterimi Şekil 1'de verilmiştir.



Şekil 1. Bu çalışmada tasarlanan torf mikrobiyal yakıt hücresinin şematik gösterimi

BULGULAR VE TARTIŞMA

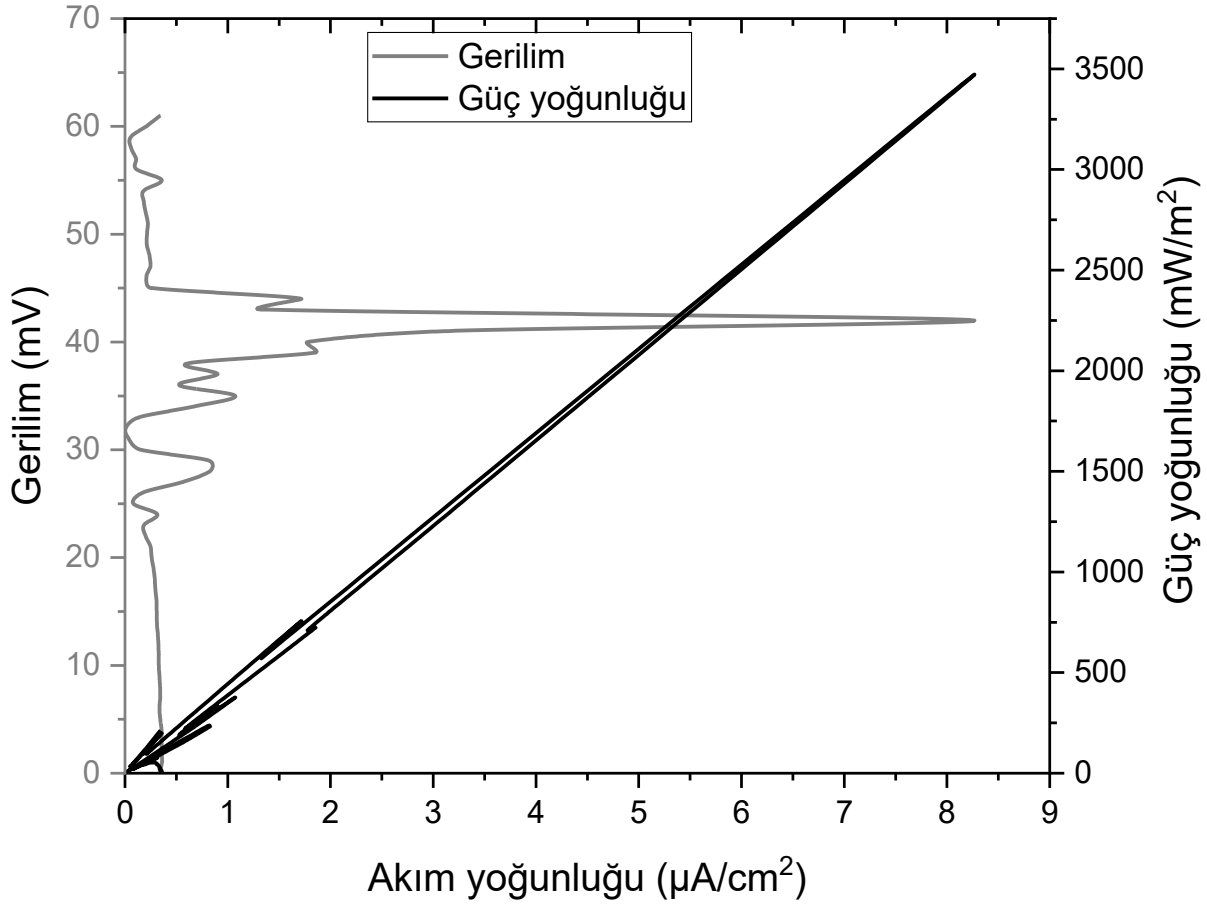
Mikrobiyal yakıt hücrelerinin kutuplaşma ve güç eğrilerini ortaya çıkarabilmek için öncelikle OCV değerinin kararlı olması gerektiği için öncelikle OCV ölçümü yapılmış ve Şekil 1'de verilmiştir. Buradan görüleceği üzere, başlangıçta 78 mV seviyelerinde başlayan OCV, yaklaşık ilk 9000 saniyeye kadar azalarak ilerlemiştir. Ardından keskin değişimler görülmüş ve bunlar yaklaşık 25500 saniyeye kadar sürmüştür. Bu sürenin ardından OCV yavaş yavaş artış göstemiş ve 79000 saniye civarında en yüksek değeri olan 243 mV civarına ulaşmıştır. Sonra tekrar düşüş gösteren OCV, bazı keskin değişimler göstererek yavaş yavaş azalmıştır. 84240 saniyeden itibaren ölçümün sonuna kadar 63±3 mV seviyelerinde sürmüş ve 24 saatlik ölçüm 61 mV seviyelerinde tamamlanmıştır. Önceki çalışmalarda, OCV, mikrobiyal aktivitenin durumunu yansıtan bir parametre olarak değerlendirilmiştir. OCV değerindeki artış, mikrobiyal yakıt hücresi tarafından üretilen elektrokimyasal potansiyel farkında bir iyileşme olduğunu göstererek gelişmiş mikrobiyal aktivitelerin gerçekleştiğinin bir göstergesi olarak bildirilmiştir (Poureshghi *vd*, 2023). Bu bilgi esas alındığında, torf esaslı mikrobiyal yakıt hücresinin OCV ölçümünün ilk aşamasındaki düşüş, mikrobiyal topluluğun anot elektrot yüzeyinde henüz oluşamadığını gösterir. Anot elektrot yüzeyinde mikrobiyal topluluk oluşmaya başlayınca OCV'de keskin değişimler başlamış ve mikrobiyal büyümenin anodu doyurduğu anda OCV en yüksek değerine ulaşmıştır. Ardındna mikrobiyal topluluğun olgunlaşmasının bir göstergesi olarak OCV ölçümünün sonuna doğru OCV 63±3 mV seviyelerinde kararlı bir gidişat izlemiştir (Sonawane *vd*, 2017).



Şekil 1. Torf mikrobiyal yakıt hücresinin zamana göre açık devre gerilimi

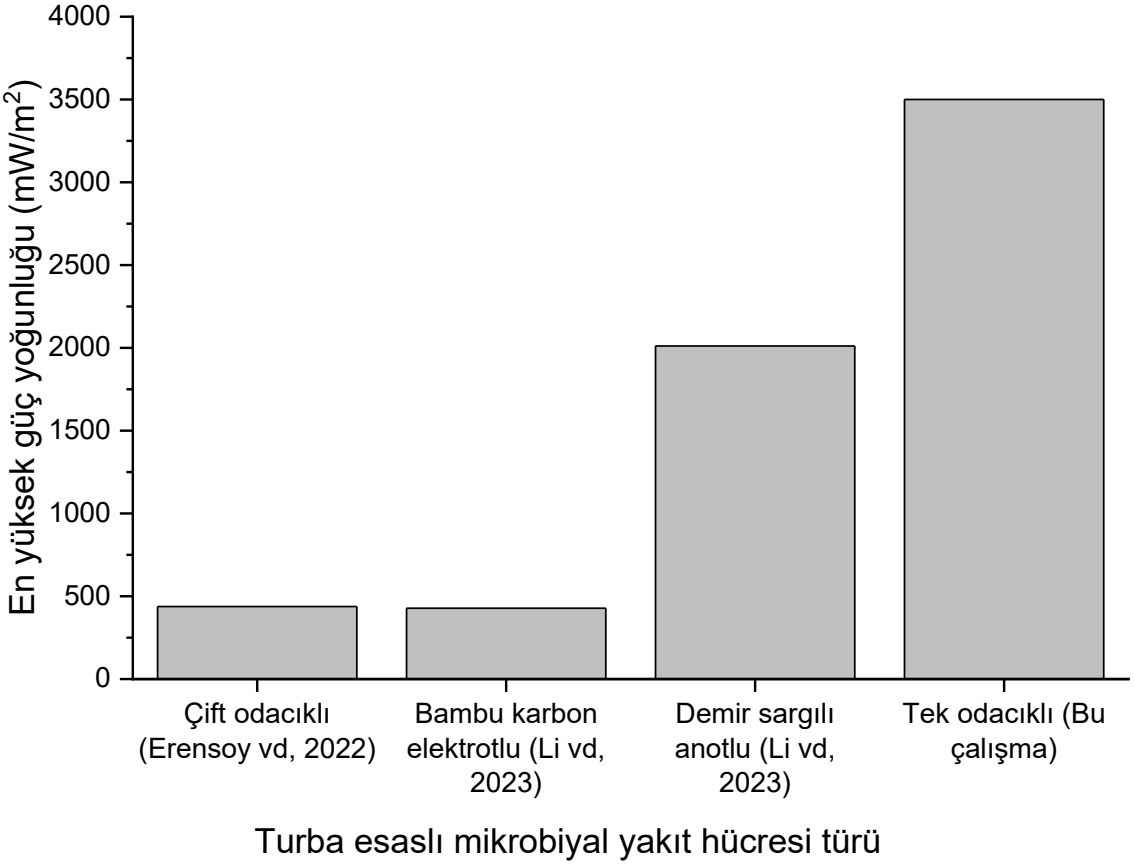
OCV ölçümünden kararlı bir durum elde edildikten sonra LSV testi gerçekleştirilmiştir. Bu test sonucu gerilim ve akım değerlerinden olşuan kutuplaşma eğrileri elde edilmiştir. Bu verilerden yola çıkarak eşitlik (1) kullanılarak akım yoğunluğu değerleri hesaplanmıştır. Sonra, eşitlik (2) kullanılarak güç yoğunluğu değerleri hesaplanmıştır. Gerilim, akım yoğunluğu ve güç yoğunluğu verileri bir arada değerlendirilerek kutuplaşma ve güç yoğunluğu eğrileri bir arada ele alnımış olup Şekil 2'de verilmiştir. Burada görüleceği üzere, bu mikrobiyal yakıt hücresi tarafından üretilen sabit ADV değeri olan 61 mV değerinden 0 mV değerine kadar yapılan potansiyel (gerilim) taraması ve buna karşılık gelen akım yoğunluğu değerleri dikkate alındığında akım yoğunluğu en yüksek 8,5 $\mu A/cm^2$ değerinde ölçülmüştür. Güç yoğunluğunun en yüksek değeri 3500 mW/m^2 değerine varmıştır. Şekil 2'de gerilim-akım eğrisinde keskin değişimler veya bir başka deyişle dalgalanmalar görülmektedir. Bunlar parazitik süreçler olarak da adlandırılmakta olup mikrobiyal yakıt hücresinin elektrik enerjisi üretimi sırasında ortaya çıkan kayıpların göstergesidir (Koók *vd*, 2021). Bu kayıplar, genellikle, aktivasyon kayıpları, ohmik kayıplar ve kütle taşınımı kayıpları olarak ifade edilmektedir. Aktivasyon kayıpları, elektron transferi esnasında bir oksidasyon/redüksiyon tepkimesi için başlangıç enerji bariyerlerini geçmek veya elektrotta tepkimeye giren bir madde oluşturmak için gerekli olan aktivasyon enerjisi nedeniyle ortaya çıkar. Aktivasyon kayıpları, özellikle elektrik üretiminin erken evresinde mikrobiyal yakıt hücresi tarafından üretilen gerilim değerinin dik bir şekilde düşmesine sebep olur. Ohmik kayıplar mikrobiyal yakıt hücresinin iç direncindan kaynaklanır. Elektrotlar ve elektrolit ohmik direnç oluşumunun temel unsurlarıdır. Yüksek ohmik direnç ve enerji kayıpları, bir mikrobiyal yakıt hücresindeki elektrotlara kısıtlı elektriksel yük hareketiyle ilgilidir. Kütle taşınım kayıpları, substrat (organik madde) veya elektron alıcılarının elektrotlara doğru sınırlı kütle transferi olgusudur. Bu, mikrobiyal yakıt hücresinin gerilim değerinde keskin bir düşüşe yol açar. Bu kayıp türü, kutuplaşma sırasında en yüksek akım yoğunluklarında daha baskındır. Anot elektrotta oluşan iletken olmayan kalın biyofilm nedeniyle ve endofilik bir organizma ile karşılaşılmadan önce substratı tüketebilen organizmalar arasındaki rekabet nedeniyle de kütle taşınım kayıpları ortaya çıkar (Ahmad *vd*, 2023). Torf esaslı esaslı mikrobiyal yakıt hücresinin kutuplaşma ve güç yoğunluğu eğrilerine bakıldığında yaklaşık 61 ila 45 mV gerilim değerleri arasında aktivasyon kayıpları olduğu görülmektedir. Yaklaşık 45 ila 40 mV arasındaki kısımda, yaklaşık 0,5 ila 8,5 $\mu A/cm^2$ arasındaki akım yoğunluğu kısmında ohmik kayıplar ciddi bir şekilde dikkat çekmektedir. Bu mikrobiyal yakıt hücresi tarafından ulaşılan en yüksek akım yoğunluğu olan 8,5 $\mu A/cm^2$ değerinden sonra akım yoğunluğu düşüşü

başlamış ve bu akım yoğunluğu düşüşü dikkat çekeci dalgalanmalar göstermiştir. Yani parazitilik süreçler sergilemiştir. 40 ila 0 mV arasındaki gerilim değerlerini gösteren eğriye dikkat edildiğinde parazitik süreçler ve akım yoğunluğunun düşüşü görülmektedir. Bu durum kütle taşınımı kayıplarının mevcut olduğu göstermektedir. Torf esaslı mikrobiyal yakıt hücrelerinde en baskın kayıp olarak kütle taşınımı kayıpları görülmektedir. Onu, ohmik kayıplar takip etmektedir.



Şekil 2. Torf mikrobiyal yakıt hücresinin kutuplaşma ve güç yoğunluğu eğrileri

Bu çalışmadaki torf esaslı mikrobiyal yakıt hücresinin ürettiği en yüksek güç yoğunluğu olan 3500 mW/m^2 değeri önceki çalışmalarla kıyaslanmış olup söz konusu kıyaslama Şekil 3'te verilmiştir. Burada dikkat çeken husus, tek odacıklı torf esaslı mikrobiyal yakıt hücresi, çift odacıklı torf mikrobiyal yakıt hücresine kıyasla yaklaşık 8 kat daha yüksek güç yoğunluğu sağlamıştır. Bu sayede, proton değişim mebranı kullanımına gerek kalmamış olup proton değişim membranı maliyeti ortadan kalkmıştır. Bu çalışmadaki tek odacıklı torf mikrobiyal yakıt hücresi bambu karbon elektrotların kullanıldığı torf mikrobiyal yakıt hücresine göre yaklaşık 8,17 kat, demir sargılı anot elektrotun kullanıldığı turba esaslı mikrobiyal yakıt hücresine göre de yaklaşık 1,74 kat daha yüksek güç yoğunluğu sağlamıştır. Benzer mikrobiyal yakıt hücrelerine göre oldukça yüksek güç yoğunluğu elde edilmesi önemli bir kazanımdır. Bu da torf esaslı mikrobiyal yakıt hücresinin mimarisinin ve tasarımının elektrik performansı üzerinde etkili olduğunun bir göstergesidir.



Şekil 3. Torf esaslı mikrobiyal yakıt hücresi türleri tarafından üretilen en yüksek güç yoğunluğu değerleri

Torf esaslı mikrobiyal yakıt hücresi çalışmaları, mikroorganizmaların büyümesinin organik maddenin ayrışmasını hızlandırdığını ve organik maddelerin kimyasal bağlarında depolanan enerjinin elektrk enerjisine dönüşümünü sağladığını ortaya koymuştur. Torf esaslı mikrobiyal yakıt hücresinin güç üretimi sırasında gözlenen kademeli azalmalar, mikrofloranın azalan elektrokimyasal aktivitesini temsil etmektedir. Bu da organik maddelerin zayıf bir şekilde parçalanmasına atfedilmiştir (Li *vd*, 2023).

Bu çalışmadaki torf esaslı mikrobiyal yakıt hücresi kararlı hale geldiğinde 61±5 mV ADP sağlamıştır. Buradan yola çıkarak 40 adet torf esaslı mikrobiyal yakıt hücresi elektriksel olarak seri bağlanmış ve üretilen elektrik enerjisi öncelikle kondansatörde depolanmıştır. Ardından, 1 adet LED çalıştırılmıştır. LED ve kondansatör arasında elektrik akımına karşı koruma sağlaması için 320 ohm değerine sahip dış direnç kullanılmıştır. Böylece, torf esaslı mikrobiyal yakıt hücrelerinin düşük güç gerektiren uygulamalar için gelecekte yaygın kullanılmaya aday bir cihaz olarak önemli potansiyel sunduğu ortaya konulmuştur.

Ayrıca, yapılan bir çalışmada, turba ortamında grafit elektrotun korozyon davranışı çalışması yapılmış olup çalışmanın sonuçları, grafitin turba ortamında korozyona karşı oldukça daynıklı olduğunu ortaya koymuştur. Üstelik, turba ortamındaki grafitin korozyon akım yoğunluğu, Amerika Birleşik Devletleri Enerji Bakanlığı (DOE) tarafından proton değişim membranlı yakıt hücreleri için formüle edilen gereklilik sınırının oldukça altında olmuştur (Çek and Orhan, 2025). Bu nedenle, grafit elektrotlar mikrobiyal yakıt hücreleri için korozyona dirençli elektrotlardır. Torf esaslı mikrobiyal yakıt hücresinde grafit elektrotların kullanımı korozyona karşı dirençli elektrotlar olması nedeniyle daha uzun ömür ve sürdürülebilir güç üretimi konusunda önemli bir fayda sağlamıştır.

SONUÇ

Torf esaslı mikrobiyal yakıt hücresi, organik madde bakımından zengin toprak türü olan turbayı kullanarak doğrudan yeşil elektrik enerjisine dönüştüren bir elektrokimyasal cihaz olarak görevini başarıyla yerine getirmiştir. Organik maddenin elektrik enerjisine dönüşümünün sağlanması, biyoekonomi uygulaması örneği olup bu sayede inşaat ve çevre uygulamaları için kötü imaja sahip olan turbaların değerlendirilmesi için yeni bir alan açılmıştır. Tek odacıklı tasarlanan turba mikrobiyal yakıt hücresinin kurulumu başladığı andan itibaren ölçülen OCV değerleri mikroorganizmaların etkinliğinin başladığını ve sürdüğünü ortaya koymştur. Bu mikrobiyal yakıt hücresi için yapılan LSV testlerinden elde edilen kutuplaşma ve güç yoğunluğu eğrilerinden yapılan hesaplamalar, tek odacıklı torf esaslı mikrobiyal yakıt hücresinin 3500 mW/m^2'ye ulaşan güç yoğunluğuunu ortaya koymuştur. Çift odacıklı torf esaslı mikrobiyal yakıt hücresi başta olmak üzere diğer torf

esaslı mikrobiyal yakıt hücrelerine kıyasla tek odacıklı tor esaslı mikrobiyal yakıt hücresi 1,74 ila 8,17 kat arasında değişien miktarlarda daha yüksek güç yoğunluğu sağlanmıştır. Ayrıca, kutuplaşma ve güç yoğunluğu eğrileri; aktivasyon kayıpları, ohmik kayıplar ve kütle taşınımı kayıpları ile ilişkili genel kayıplar hakkında bilgi edinmek için yararlı olmuştur. Bu eğriler sayesinde torf esaslı mikrobiyal yakıt hücrelerinin genel itibariyle ulaşabilir oldukları en yüksek güç yoğunluğunun sınırlayan kayıplar olgusu ortaya çıkarılmıştır. Torf esaslı mikrobiyal yakıt hücrelerinden üretilen elektrik enerjisinin önce kondantörde depolanması ve ardından LED çalıştırılması, yapılacak Ar-Ge çalışmaları ile günlük hayattaki uygulamalarda kullanılacağına dair zemin hazırlamıştır. Bu çalışma, torf esaslı mikrobiyal yakıt hücresininin enerji hasadı uygulamalarındaki potansiyelini vurgulamaktadır. Torf esaslı mikrobiyal yakıt hücrelerindeki grafit elektrotların korozyona karşı dirençli oluşları, daha uzun ömür ve daha sürdürülebilir enerji üretimi konusunda önemli bir kazanım ortaya koymuştur. Tek odacıklı torf mikrobiyal yakıt hücresi, yüksek güç yoğunluğu sağlama performansı ve düşük ekonomik maliyet göz önüne alındığında, günlük hayatta aydınlatma veya biyosensör uygulamalarında kullanılabilirlik noktasında umut verici bir uygulama olasılığı olabilir. Bununla birlikte, bu çalışmadaki tek odacıklı tasarlanan turba mikrobiyal yakıt hücresi esas alınarak yapılacak yeni çalışmaların enerji verimliliği ve stabilite konularını içerecek şekilde daha ileri çalışmlarla ele alınması tavsiye edilmektedir.

TEŞEKKÜR

Test ve analiz süreçlerine sağladıkları katkılardan dolayı Karabük Demir Çelik Sanayi ve Ticaret A.Ş. (KARDEMİR) İleri Teknolojiler Araştırma ve Mühendislik Merkezi'ne teşekkür ederiz.
Bu çalışma, TÜBİTAK tarafından ARDEB 1005 − Ulusal Yeni Fikirler ve Ürünler Araştırma Destek Programı kapsamında desteklenen, 125Y062 numaralı ve "Bitki Mikrobiyal Yakıt Hücreleri ile Kendi Enerjisini Üreten İç Mekân Peyzajları Sistem ve Mekân Tasarımı" başlıklı proje kapsamında gerçekleştirilmiştir.

KAYNAKLAR

Ahmad D., Haroon M., Naeemullah, Haq F., Zeb A., Mahmood S., Murwarid, Kiran M., 2023, Microbial Fuel Cell, Their Type, Working Principle and Different Factors Affecting Their Performance: A Review, *Sustainable Chemical Engineering*, 4, 121-145.

Borja-Maldonado F., López Zavala M. Á., 2023, Assessment of Graphite, Graphene, and Hydrophilic-Treated Graphene Electrodes to Improve Power Generation and Wastewater Treatment in Microbial Fuel Cells. *Bioengineering*, 10, 378.

Çek N. and Orhan A., 2025, Understanding the Corrosion Behaviour of Graphite in Peat Environment for Environmental and Sustainability Applications, *Journal of Polymer & Composites*, 13, S728–S737.

Çek N., Tuna A., Çelik A., Orhan A., Sezer S., 2025, Enhancing bioelectricity generation with Aloe vera-based plant microbial fuel cells: a performance and optimization study, *Biomass Conversion and Biorefinery*, in press.

Erensoy A., Mulayim S., Orhan A., Çek N., Tuna A., Ak N., 2022, The system design of the peat-based microbial fuel cell as a new renewable energy source: The potential and limitations, *Alexandria Engineering Journal*, 61, 8743-8750.

Fu L., Wang J., Fu X., Zhao G., 2025, Finite-time Pade-based adaptive FNN controller implementation for microbial fuel cell with delay and multi-disturbance, *International Journal of Hydrogen Energy*, 98, 1034-1043.

Hidalgo D., Sacco A., Hernández S., Tommasi T., 2015. Electrochemical and impedance characterization of Microbial Fuel Cells based on 2D and 3D anodic electrodes working with seawater microorganisms under continuous operation, *Bioresource Technology*, 195, 139-146.

Hubenova E. and Hubenova Y., 2025, Bacteria and eukaryotes as anodic biocatalysts in microbial fuel cells – A comprehensive review, *Journal of Power Sources*, 629, 236002.

Ieropoulos I. A., You J., Gajda I., Greenman J., 2018, A New Method for Modulation, Control and Power Boosting in Microbial Fuel Cells, *Fuel Cells*, 18, 663-668.

Ifeoma Okeke P., Chile Nleonu E., Emeka E. O., Christian E. E., 2023, Microbial Fuel Cell: Its Efficiency and Applicability, *Iran. J. Chem. Chem. Eng.*, 42, 3942-3957.

Koók L., Nemestóthy N., Bélafi-Bakó K., Bakonyi P., 2021, The influential role of external electrical load in microbial fuel cells and related improvement strategies: A review, *Bioelectrochemistry*, 140, 107749.

Motorin A. S. and Iglovikov A. V., 2018, Assessment of Group Composition of Peat Organic Matter for Industrial Processing, *IOP Conf. Ser.: Earth Environ. Sci.*, 194, 042016.

Li C., Omine K., Zhang Z., Sivasankar V., Sano H., Chicas S. D., 2023, Development of peat microbial fuel cells (Peat MFCs) – the green and sustainable generators of electricity, *Energy Conversion and Management*, 279, 116771.

Orhan A ve Çek N., 2025a, Turba Ortamında Titanyumun Korozyonunun Elektrokimyasal Empedans Spektroskopisi ile İncelenmesi, *Fırat Üniversitesi Müh. Bil. Dergisi*, 37, 467-474.

Orhan A ve Çek N., 2025b, Turba Çözeltisinin Titanyumun Çukurlaşma Korozyonu Üzerindeki Rolünün Ortaya Çikarilmasi, *Kahramanmaraş Sütçü İmam Üniversitesi Mühendislik Bilimleri Dergisi*, 28, 897-906.

Poureshghi F., Calay R. K., Das S., 2023, Enhanced performance of microbial fuel cells using electrochemically treated carbon felt anode, *Results in Chemistry*, 6, 101203.

Qi X., Liu R., Cai T., Huang Z., Wang X., Wang X., 2025, Harnessing electroactive microbial community for energy recovery from refining wastewater in microbial fuel cells, *International Journal of Hydrogen Energy*, 102, 874-886.

Sonawane J. M., Adeloju S. B., Ghosh P. C., 2017, Landfill leachate: A promising substrate for microbial fuel cells, *International Journal of Hydrogen Energy*, 42, 23794-23798.

Sonawanea J. M., Mahadevana R., Pandey A., Greener J., 2022, Recent progress in microbial fuel cells using substrates from diverse sources, *Heliyon*, 8, e12353.

Szajdak L.W., Jezierski A., Wegner K., Meysner T., Szczepański M., 2020, Influence of Drainage on Peat Organic Matter: Implications for Development, Stability, and Transformation. *Molecules*, *25*, 2587.

Utami L., Lazulva L., Fatisa Y., 2019, Electricity Production From Peat Water Uses Microbial Fuel Cells Technology, *Indonesian Journal of Chemical Science and Technology*, 2, 55-60.

Wetser K, Liu J, Buisman C, Strik D., 2015, Plant microbial fuel cell applied in wetlands: Spatial, temporal and potential electricity generation of *Spartina anglica* salt marshes and *Phragmites australis* peat soils, *Biomass and Bioenergy*, 83, 543-550.

Zhao C., Song Y., Chen H., Chen H., Li Y., Lei A., Wu Q., Zhu L., 2025, Improving the performance of microbial fuel cell stacks via capacitive-hydrogel bioanodes, *International Journal of Hydrogen Energy*, 97, 708-717.

ANALYSIS OF CARBON REDUCTION AND ECONOMIC PERFORMANCE OF ELECTRIFICATION IN THE GLASS INDUSTRY: A CASE STUDY IN BURSA

Miraç Burak KAYA*, Onur KODAK*, Farshid SADEGHI-KHANEGHAH*, Emre DUMANKAYA**, Gizem YUMRU ALANAT*** , Levent KILIÇ**, Neşet ARZAN****, Alp Er Şevki KONUKMAN*

* Department of Mechanical Engineering, Gebze Technical University, Gebze, 41400, Kocaeli, Türkiye, mbkaya@gtu.edu.tr, o.kodak2020@gtu.edu.tr, f.sadeghi2021@gtu.edu.tr, konukman@gtu.edu.tr
** Şişecam Science, Technology and Design Centre, Gebze, 41400, Kocaeli, Türkiye, edumankaya@sisecam.com, lkilic@sisecam.com
*** Türkali Mah., Selaltı Sok., No:6/11, Beşiktaş, 34357, İstanbul, Türkiye, gizemyumru@gmail.com
**** Emek Mah., Fatih Sultan Mehmet Cad., Gürsu Sok., No:4 A7-2, Darıca, 41700, Kocaeli, Türkiye, nesetarzan@gmail.com

Abstract: Due to high energy consumption and carbon emissions in glass production, adopting low-carbon production approaches have become a vital issue. In addition, electrification is particularly promising in terms of high energy efficiency and decarbonization in the glass industry, as in many industrial sectors. In this study, the feasibility of electrification of a 500 TPD (tonnes per day) capacity container glass furnace located in Bursa is evaluated. The study investigates the effects of different cullet ratios and electricity/natural gas usage ratios. Grid electricity and green energy options are evaluated as electricity sources. Both Scope 1 and Scope 2 emissions and operational costs are calculated under different production scenarios. The most suitable electrification level and optimal operating conditions are determined in terms of both economic and environmental aspects. The findings obtained will contribute to the development of low-carbon production strategies in the glass industry.
Keywords: Glass industry, electrification, green electric, carbon footprint, electricity consumption

Özet: Cam üretimindeki yüksek enerji tüketimi ve karbon emisyonları nedeniyle, düşük karbonlu üretim yaklaşımlarının benimsenmesi hayati bir konu haline gelmiştir. Ayrıca elektrifikasyon, birçok endüstriyel sektörde olduğu gibi cam endüstrisinde de yüksek enerji verimliliği ve karbonsuzlaştırma açısından özellikle umut vericidir. Bu çalışmada, Bursa'da bulunan 500 TPD (ton/gün) kapasiteli bir konteyner cam fırınının elektrifikasyonunun fizibilitesi değerlendirilmiştir. Çalışmada farklı cam kırığı oranlarının ve elektrik/doğal gaz kullanım oranlarının etkileri incelenmiştir. Elektrik kaynağı olarak şebeke elektriği ve yeşil enerji seçenekleri değerlendirilmiştir. Hem kapsam 1 hem de kapsam 2 emisyonları ve işletme maliyetleri farklı üretim senaryoları altında hesaplanmıştır. Hem ekonomik hem de çevresel açıdan en uygun elektrifikasyon seviyesi ve optimum işletme koşulları belirlenmiştir. Elde edilen bulgular cam endüstrisinde düşük karbonlu üretim stratejilerinin geliştirilmesine katkı sağlayacaktır.
Anahtar Kelimeler: Cam endüstrisi, elektrifikasyon, yeşil elektrik, karbon ayak izi, elektrik tüketimi

INTRODUCTION

The glass is a miracle material with long standing history (Seo et al. 2020). Early on in glass production, melting was done in rudimentary melting pots. Today, glass manufacturing is carried out in large-scale industrial furnaces equipped with developed technologies, which provide significant gains in terms of both mass production and efficiency. Today's glass industry has become one of the most energy-intensive processes due to its high temperature requirement and high energy consumption (Conradt 2019). A very large proportion of energy is consumed in the melting (Sardeshpande et al. 2007).

In glass production, raw materials and cullets are mixed in certain proportions. Raw materials include sand, soda ash, limestone and feldspar for soda-lime glass. The mixture is fed into the furnace after the humidity of the mixture is adjusted. In the glass tank, the conversion of the solid mixture into molten glass (batch-to-melt conversion) takes place approximately in 1600 °C. Following that, the glass is homogenized by removing bubbles in the refining stage. After the refining stage, the molten glass cooled down to about 1300 °C where the viscosity and temperature profiles

are stabilised and thermal as well as chemical homogeneity is achieved. In addition, fine gas bubbles that may remain in the molten glass are dissolved and removed. Afterwards, the molten glass is shaped around 800-1100 °C (US DOE/OIT 2002). After shaping, the glass annealed to vanish residual stress. Finally, quality controls are done, and the final product is obtained.

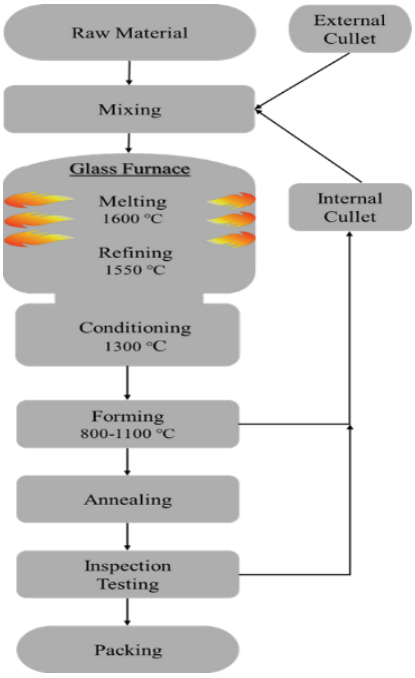


Fig.1 Typical glass production flow (US DOE/OIT 2002).

Industrial glass furnaces are classified into several types according to firing methods, heat recovery methods, energy source and type of oxidant used. The most common furnace types include end-fired regenerative, cross-fired regenerative, oxy-fuel, and all-electric furnaces (Zier et al. 2021). These furnaces exhibit various specific energy consumption trends and 85% of the energy required by the glass manufacturing process is consumed here (Zier et al. 2021). Therefore, furnace type and design are critical to energy efficiency in glass production. Various types of glass products such as float glass, container glass, fibre and glass wool are produced in these furnaces. Specific energy consumption (SEC) is around 11 $\frac{GJ}{t_{glass}}$ for float, 7.2 $\frac{GJ}{t_{glass}}$ for container and 10.6 $\frac{GJ}{t_{glass}}$ for fiber glass manufacturing processes (Miserocchi et al. 2024). These values are dependent on various factors (e.g. batch composition, furnace age and design).

Glass production was realized approximately 150 Mt globally, and 86 Mt CO_2 was released in 2014 (IEA 2020; Westbroek et al. 2021) . This value corresponds to approximately 0.3% of global industrial emissions (Westbroek et al. 2021) . For Türkiye, total glass production reached 4.4 Mt, and approximately 944.84 kt of oil equivalent (toe) energy was consumed to meet this production in 2021 (EVÇED 2021). According to (TUIK 2024), the annual total CO_2 emissions of the Turkish glass industry are approximately 809 kt. These emissions are continuing to increase compared with other industries (Zier et al. 2023). With the growing emissions, pressure on glass manufacturers is increasing, leading them to research alternative options (Kuhn et al. 2021).

Many alternative approaches for decarbonization have been investigated. Hydrogen is considered as an alternative substitute for natural gas due to its superior properties such as high flame temperature, calorific value and post-combustion product is only water vapor. But high flame temperatures can increase NOx formation and high-water vapor in the combustion space can adversely affect glass quality (Zier et al. 2021). Biofuels are another alternative for the glass industry. According to Fiehl et al. (2017), biofuel can be used with 30% co-firing without a negative impact on glass quality and the furnace. Nevertheless, it has significant disadvantages such as limited availability and unstable of the fuel composition. All electric melters are also considered potential candidates for decarbonization. The electric melters particularly can achieve higher energy efficiency. But they suffer from capacity limitations below 200 TPD (Deutsche Energie-Agentur (dena) 2023).

Hybrid melting is a process which uses electricity as an adjunct to fossil fuel combustion. Today, electric support is frequently used in glass furnaces because it provides good mixing, which in turn improves glass quality and reduces the SEC. Electric boosting share typically accounts for 2% to 20% common glass melters, with values commonly ranging from 5% to 15% in key segments such as float and container glass (Atzori et al. 2023).

Commercially deployed hybrid glass melters can deliver pull rates up to 400 TPD while providing from electricity for up to 80% of their energy consumption (Zier et al. 2021). The hybrid glass melters that are reaching higher electrical shares can offer significant advantages such as flexible operation and fuel substitution as they do not completely phase out fuel combustion. However, these furnaces must be optimized to accommodate this flexibility. Also, the advantages offered by this furnace type can also create potential synergies with the national electricity grid in terms of load balancing. In the literature, holistic studies in point of the effects of cullet rate and electric boosting rate on energy consumption, emissions and cost are limited for Türkiye.

In this study, energy requirements were analysed under different cullet share rates (30%–90%) and electric boosting rates (20%–80%) based on a container glass furnace with a capacity of 500 TPD in Bursa province. In this context, the specific CO_2 emission values of glass production were calculated depending on the changing operating conditions. The results obtained under conditions with the lowest values in terms of energy consumption and

emissions are presented. In addition, for cases where electrical energy is supplied from the grid or from renewable sources (PV&wind), the specific CO_2 emissions at varying rates of cullet share and of electric boosting has been revealed. Finally, the operating costs of glass production per ton under these different operational conditions were also evaluated.

MATERIAL & METHODS

In this section, the approaches for energy demand calculations and CO_2 emission calculations for glass melting furnaces are presented. Furthermore, methodological approaches for capacity and cost estimations for electricity generation based on renewable energy sources are presented.

Glass Melting Furnace

Glass melting occurs at elevated temperatures and through a series of endothermic chemical reactions. These furnaces are thermodynamically limited by the entropy production and irreversible losses that occur in the process as well as the energy input. Furthermore, these furnaces operate within a narrow range, maintaining a delicate balance between energy efficiency and production quality and pull rate (Conradt 2019).

Soda-lime glass is a frequently used type of glass. The glass type is used in flat glass, and container glass subsectors. Its typical composition consists of approximately 70% SiO_2, 15% Na_2O, 10% CaO, and other additives by weight. The soda lime glass can be produced in different colors such as green, flint and amber depending on the area of use. This coloring is achieved by adding metal oxides such as Cr_2O_3 and Fe_2O_3 to the batch composition in certain proportions.

According to Trier (Trier 1987), the theoretical heat requirement for soda-lime glass without cullet is 2671 $\frac{kJ}{kg_{glass}}$. However, with the use of 100% cullet, this value decreases to 1886 $\frac{kJ}{kg_{glass}}$, and this decrease is mainly due to the elimination of the heat of reaction and the sensible heat of the batch gases. The reaction heat of the batch constitutes a limited portion of the total heat and can be reached up to 25% of total heat (Sardeshpande et al. 2007). In this study, a typical flint glass was considered as the glass type. The theoretical energy requirement of the glass melting process can be expressed in terms of two main components: (1) the heat of reaction of endothermic chemical reactions that convert the raw material into glass-making oxides and (2) the sensible heat of molten glass. The exploited heat can be expressed by Eq. (1) (Conradt 2008):

$$H_{ex} = \Delta H^0_{chem}(1-\alpha) + \Delta H_T \quad (1)$$

where, ΔH^0_{chem} , α and ΔH_T represent the heat required for the decomposition of the raw material into glass-making oxides, cullet share and the sensible heat of the molten glass, respectively.

The sensible heat (ΔH_T) in Eq. (1) is the energy carried by the glass relative to the reference temperature (T_{ref}) due to the molten glass outlet temperature (T_{ex}) and is formulated by Eq. (2) (Hubert 2015):

$$\Delta H_T = C_{p,glass}\,(T_{ex} - T_{ref}) \quad (2)$$

where $C_{p,glass}$, T_{ex} and T_{ref} represent the average specific heat of the glass, glass outlet temperature and reference temperature, respectively.

Since electricity and natural gas can be supplied to the glass furnace at varying rates and the energy input per kilogram of glass can be calculated using Eq. (3):

$$H_{in} = H_{ex}\left(\frac{r_{ele}}{\eta_{f,ele}} + \frac{(1-r_{ele})}{\eta_{f,ng}}\right) \quad (3)$$

where r_{ele} , $\eta_{f,ele}$ and $\eta_{f,ng}$ represent the electric boosting rate, thermal efficiency of electric furnace and thermal efficiency of NG-fired glass furnace, respectively.

It should be noted that the efficiency values are not dealt with the direct heat transfer to the glass batch.
The total energy supply to the furnace can be obtained by Eq. (4);

$$\dot{E}_{in} = H_{in}.\dot{m}_{pg} \quad (4)$$

where m_{pg} denotes the pulled glass from furnace. To track the energy performance of the furnace, the specific energy consumption (SEC) is expressed as in Eq. (5) (Kodak et al. 2025):

$$SEC = \frac{\dot{E}_{in}}{\dot{m}_{pg}} \quad (5)$$

The thermal efficiency of the furnace is calculated according to Eq. 6 considering exploited heat by glass and total energy supply (Conradt 2000).

$$\eta_{thermal} = \frac{H_{ex}}{H_{in}} \quad (6)$$

CO_2 Emissions

Energy-related CO_2 emissions occur in conventional gas-fired glass furnaces due to the burning fuel. However, some volatile gases are also released from the glass batch decomposition. These volatiles include CO_2 gas. Therefore, a portion of CO_2 emissions comes from batch-related sources. Decomposition reactions for soda ash , dolomite and limestone can be seen in Eqs. (7)-(9) (Hubert 2015).

$$Na_2CO_3 \rightarrow Na_2O + CO_2 \quad (7)$$

$$MgCO_3.CaCO_3 \rightarrow MgO + CaCO_3 + CO_2 \quad (8)$$

$$CaCO_3 \rightarrow CaO + CO_2 \quad (9)$$

For every one tonne of pulled glass, approximately 0.17 tonnes CO_2 are released as a result of batch decomposition (Ruth and Dell'anno 1997). The total amount of CO_2 released from the glass furnace can be calculated by using Eq. (8), taking into account the batch and energy sources.

$$CO_{2,total} = \underbrace{(\sum_{j=1}^{n} \dot{E}_{j,in} * EF_j)}_{Energy\ related} + \underbrace{(CO_{2,batch}^{max} * (1-\alpha))}_{Batch\ related} \quad (10)$$

where $E_{j,in}$, EF_j, $CO_{2,batch}^{max}$ and α represent the j-th energy input (e.g. electric, natural gas) , emission factor of the j-th energy source , maximum CO_2 emissions when used no cullet and cullet share, respectively.

Carbon emission calculations are classified under different scopes (Scope 1, 2 and 3) in line with various frameworks such as the GHG Protocol and the IPCC Guidelines (IPCC 2006) (GHG Protocol 2004). Scope 1 emissions represent GHG emissions directly produced by a company during its operations within its industrial activity. These include emissions from on-site fuel combustion and industrial processes. Scope 2 are GHG emissions caused indirectly by the company's purchase of electricity, steam and cooling. Scope 3 emissions arise from activities that the organization does not directly own but to which it indirectly contributes along its supply chain. For the glass industry, CO2 emissions from fuel combustion and CO_2 release after batch dissolution fall under Scope 1. Electricity purchased from external sources falls under Scope 2. Scope 3 is not addressed in this study. It should also be noted that in this study, PV and wind are considered as electricity sources, and since they are on-site, they fall under Scope 2, but according to GHG and IPCC, their emission factors can be considered zero (GHG Protocol 2015) .

Renewable Energy

Renewable energy is becoming increasingly important today due to rising carbon emissions. The dependency on fossil fuels, unpredictable price and fluctuations, and the target of reducing carbon dioxide emissions from glass production are driving interest in electrification within the glass industry. This is leading many manufacturers to focus on hybrid melting furnaces, and preliminary studies indicate that these furnaces can operate with a wide range of electricity inputs.

As of 2023, Türkiye has a significant renewable energy capacity, with 10.2 GW of solar and 11.2 GW of wind installed capacity (PwC 2023). Furthermore, projects such as HYSouth Marmara Valley are underway to produce green fuels based on renewable resources (HY South Marmara 2025). Here, there is significant potential to encourage the use of green electricity in industry. In this study, PV and wind power are used to supply green electricity. Photovoltaic (PV) and wind installed capacities can be calculated as in Eq. (11) using the required electrical energy ($\dot{E}_{need}$) and capacity factor (C).

$$P_{ins,renewable} = \frac{\dot{E}_{need}}{C * 8760} \quad (11)$$

The levelized cost of electricity ($LCOE$) for each renewable resource can be calculated as in Eq. (12).

$$LCOE = \frac{FCC * CAPEX + OPEX}{E_{ele}} \quad (12)$$

where $CAPEX$, $OPEX$, FCC and E_{ele} represent the capital expenditures, operational expenditures of each renewable source, fixed capital charge and the total amount produced electrical energy, respectively.

Table 1. Assumptions and values used in calculations.

Parameter	Value	Reference
Furnace capacity	500 TPD	Own Assumption
Glass type	Soda-lime (Flint)	Own Assumption
Average heat capacity of glass ($C_{p,glass}$)	0.38 $\frac{kWh}{t_{glass}.K}$	(Lindig 2006)
Glass heat of reaction (ΔH_{chem})	138 $\frac{kWh}{t_{glass}}$	(Lindig 2006)
Glass outlet temperature (T_{ex})	1380 °C	(Lindig 2006)
Reference temperature (T_{ref})	25 °C	Own Assumption

NG Fired Glass Furnace Thermal Efficiency	43.8 %	(Arican and Hortaçsu 1992)
Electric Melter Thermal Efficiency	85 %	(Zier et al. 2021)
Solar capacity factor	16.6 %	(Solargis 2024)
Wind capacity factor	17.9 %	(ETKB 2025)
PV CAPEX	580 $\frac{€}{kW_p}$	(Fasihi et al. 2016)
Wind CAPEX	1150 $\frac{€}{kW_p}$	(Fasihi et al. 2016)
PV OPEX	% 1.5 of CAPEX	(Fasihi et al. 2016)
Wind OPEX	% 2 of CAPEX	(Fasihi et al. 2016)
National Grid NG Price	32 $\frac{€}{MWh}$	(Global Petrol Prices 2024a)
National Grid Electricity Price	110 $\frac{€}{MWh}$	(Global Petrol Prices 2024b)
Discount Rate	% 7.5	(CBRT 2025)
Lifetime of Renewables	20 years	Own Assumption
Grid Carbon Intensity	423 $\frac{g\ CO_{2,eq}}{kWh}$	(ElectricityMaps 2025)
NG Emission Factor (EF)	56100 $\frac{kg}{TJ}$	(Hünerli et al. 2024)
Glass furnace availability	8000 $\frac{h}{annum}$	(Barón et al. 2023)

RESULTS

In this study, the cost and environmental effects of electrification on glass production in a flint soda-lime type container glass furnace were evaluated. Throughout the study, results were obtained under operating conditions with cullet share rates ranging from 30-90% and electric bossing rate from 20-80%. In addition, CO_2 emissions per unit of glass production and glass production costs per ton were calculated, considering the national grid, solar (PV) and wind energy alternatives as electricity sources. Specific energy consumption is an important parameter to monitor the thermodynamic performance of a glass furnace. This value is defined as the ratio of the total energy input to the amount of glass produced. SEC values for variable cullet share rate and electric bossing rate values are presented in Fig. 2.

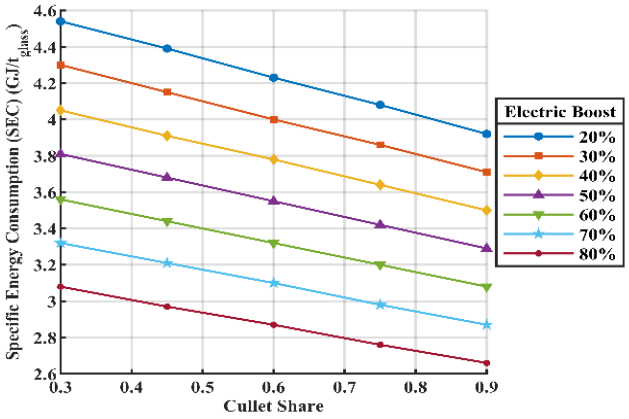


Fig. 2. Change in specific energy consumption under different cullet share rates and electric boosting rates.

According to the Fig. 2, as the cullet rate increases, it has a significant downward effect on the SEC value. This decrease is due to the decrease in the energy requirement of the glass melting process due to chemical reactions and is theoretically limited to a certain lower limit. Lower limit values have been reported by various researchers. Looking at the results, the lowest SEC value was obtained as 2.66 $\frac{GJ}{t_{glass}}$. For every 10% cullet increase, a neergy saving of approximately 2.3% was achieved. In literature, approximately 2.5% energy savings can be achieved with every 10% increase in cullet share (Grayhurst 2012). However, if the electricity boosting rate is increased, there is a significant decrease in the SEC. For example, the SEC value at 60 % cullet share rate is obtained as 4.23 $\frac{GJ}{t_{glass}}$ at 20 % electric boosting rate, and 4 $\frac{GJ}{t_{glass}}$ is obtained when the electrical boosting rate is increased to 30 %. Energy savings are around 5.4%. The main reason for this difference is that the heat transfer to the glass bath of NG-fired furnaces is lower than that of electric ones. Typically, the energy efficiency of natural gas furnaces is around 42%, while this efficiency can be up to 85% in electric glass melting furnaces. Therefore, fewer units of energy are consumed for the same glass production in electrically powered furnaces, significantly increases the overall energy efficiency of the system.

Another important indicator when considering glass furnaces is the amount of CO_2 emissions per unit tonne. In this study, only scope 1 and scope 2 emissions were considered in the calculations.

Table 2. Electricity and natural gas energy consumption under different cullet shares and electric boosting rates.

Electric Boosting (%)	30 % Cullet		45 % Cullet		60 % Cullet		75 % Cullet		90 % Cullet	
	E_{ele} $\left(\frac{kWh}{t_{glass}}\right)$	E_{ng} $\left(\frac{kWh}{t_{glass}}\right)$	E_{ele} $\left(\frac{kWh}{t_{glass}}\right)$	E_{ng} $\left(\frac{kWh}{t_{glass}}\right)$	E_{ele} $\left(\frac{kWh}{t_{glass}}\right)$	E_{ng} $\left(\frac{kWh}{t_{glass}}\right)$	E_{ele} $\left(\frac{kWh}{t_{glass}}\right)$	E_{ng} $\left(\frac{kWh}{t_{glass}}\right)$	E_{ele} $\left(\frac{kWh}{t_{glass}}\right)$	E_{ng} $\left(\frac{kWh}{t_{glass}}\right)$
20	144	1117	139	1079	134	1041	129	1003	124	966
30	216	977	209	944	201	911	194	878	187	845
40	288	838	278	809	268	781	259	753	249	724
50	360	698	348	674	335	651	323	627	311	604
60	432	558	417	540	402	521	388	502	373	483
70	504	419	487	405	469	390	452	376	435	362
80	576	279	556	270	537	260	517	251	498	241

As can be seen from Table 2, natural gas use decreases with the increase in electricity boosting rate. For example, electricity consumption at the rate of 20% electric boosting and 30% cullet share is 144 $\frac{kWh}{t_{glass}}$, while natural gas consumption is 1117 $\frac{kWh}{t_{glass}}$. On the other hand, with an 80% electric boost, electricity consumption rises to 576 $\frac{kWh}{t_{glass}}$, while natural gas consumption drops to only 279 $\frac{kWh}{t_{glass}}$. This situation shows that the increase in electricity consumption is not directly proportional to the decrease in natural gas consumption. The theoretical energy requirement for glass at a 50% cullet share is 1.92 $\frac{GJ}{t_{glass}}$. Similarly, Beerkens and van Limpt (2002) estimates 2.28 $\frac{GJ}{t_{glass}}$for soda-lime glass at the same cullet share rate. This difference depends on glass composition and type.

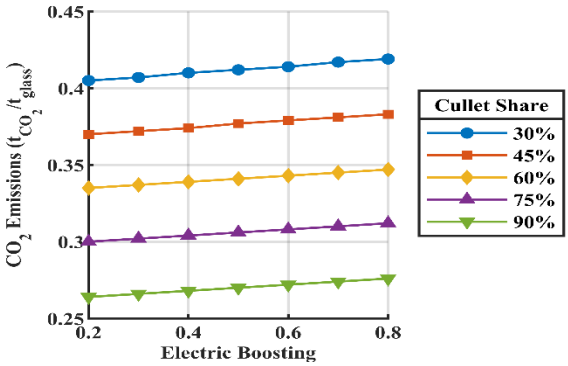


Fig. 3. Effect of cullet share and electric boosting rates on CO_2 emissions with grid-based electricity supply.

Electricity input was provided by the national grid, PV, and wind energy. In the case of grid electricity supply, a significant decrease in CO_2 emissions is observed as the cullet content increases. However, CO_2 emissions also increase as electricity boosting increases. This is primarily due to the high emission factor of the national grid. The lowest value was obtained as 0.264 $\frac{t_{CO_2}}{t_{glass}}$ which is 90% cullet share and 80% electrical boosting. For the case where electricity is supplied from the national grid, the change in CO_2 emissions for different cullet shares and electric boosting is presented in Fig.3.

When electrical energy from PV and wind sources is used to meet the electricity demand of the furnace, it has been observed that it has a significant reducing effect on CO_2 emissions. The variation of emissions per ton of glass under variable cullet share and electric boost conditions of PV-based and wind-based electrification is presented in Fig. 4. With the increase in cullet share and electricity boosting, a decrease in emissions from 0.344 $\frac{t_{CO_2}}{t_{glass}}$ to 0.066 $\frac{t_{CO_2}}{t_{glass}}$ was achieved. Unlike the situation where electricity is supplied from the national grid, the reason for this decline is the use of green electricity. When these sources are used on-site, indirect scope 2 emissions are considered zero according to GHG guidance (GHG Protocol 2015).

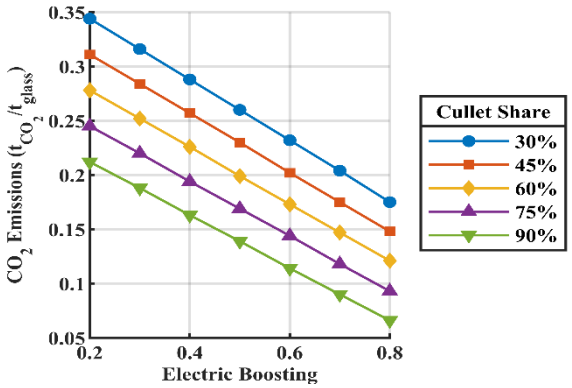


Fig. 4. Effect of cullet share and electric boosting rates on CO_2 emissions under PV and wind electricity supply.

According to the results, the cost of glass per ton increases as electricity boost increases. The lowest glass production cost was 44.59 $\frac{€}{t_{glass}}$ at the lowest electric boost (20%) and the highest cullet share rate (90%). Using only NG at the same rate of cullet share, the glass production cost per tonne is calculated to be 23.6 $\frac{€}{t_{glass}}$, resulting in a higher glass production cost of about 1.89%. Because the increasing energy need with electric boost is met from the grid and the current electricity price of the grid is relatively high, the cost of glass production increases. The glass production cost per ton when the electricity demand is met from the grid is given in Fig. 5.

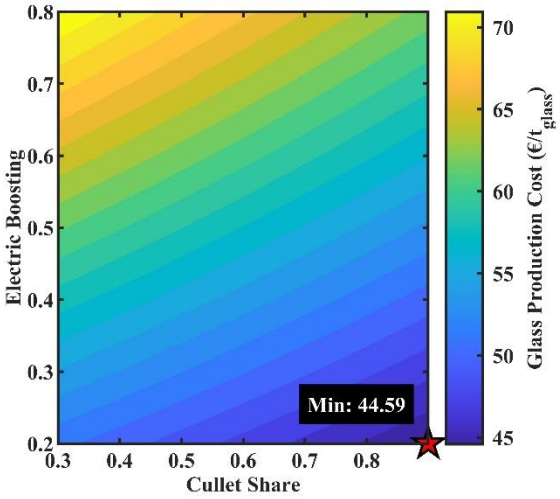


Fig. 5. Effect of cullet share and electric boosting rate on glass production cost under national grid electricity supply.

In the scenarios of increasing the cullet share and supplying PV and wind sources as electricity sources, the cost of glass production has decreased significantly. However, this decline is more pronounced in the PV scenario. For example, the cost of producing glass at 80% electric boosting and 90% cullet share falls to 30.24 $\frac{€}{t_{glass}}$ for PV, while it remains at 43.67 $\frac{€}{t_{glass}}$ for the wind scenario. However, these values are at least 1.38 % higher than in the NG-fired condition. Fig.6 presents glass production cost changes for PV and wind power supply with different rates of cullet share and electric boosting.

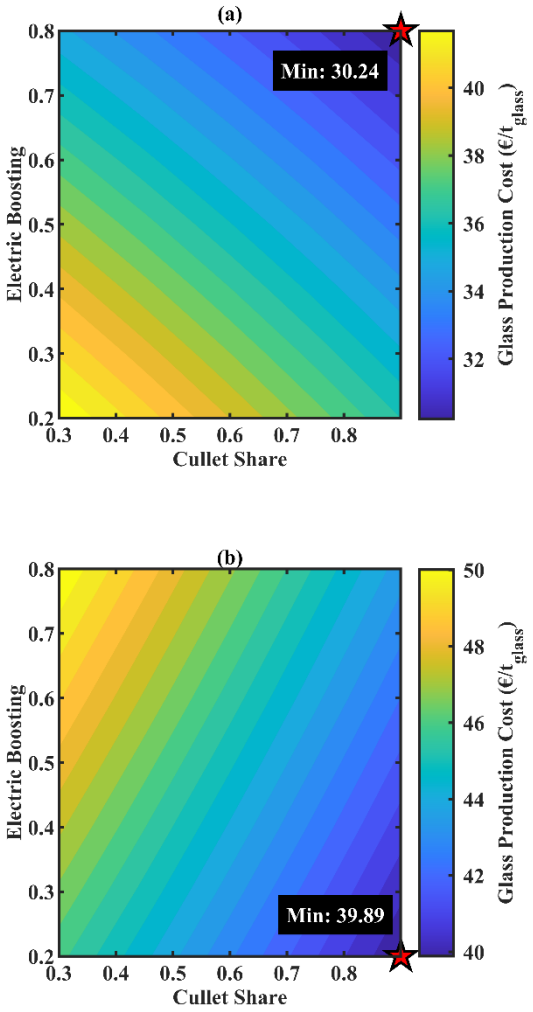


Fig. 6. Effect of cullet share and electric boosting rate on glass production cost under two renewable electricity supply scenarios: (a) PV, (b) wind.

Although wind and PV also give the same emission outputs of CO_2 emissions, wind is more expensive in terms of prices. In addition, while glass production costs decrease as the rate of electric boosting increases in the PV scenario, they increase with higher boosting rates in the wind scenario. These findings show that PV systems integrated with the use of high cullet shares are more economically advantageous. It should be noted that the cullet share cannot be maximized in the desired amount for each glass type due to quality limits.

In recent years, hybrid glass melting technologies have shown a trend toward an 80% electricity boosting rate (GMIC 2025). In this context, the study calculated scope 1 and scope 2 emissions under green electricity supply conditions at normalized cullet share of 50% and electric boosting rate of 20% and 80%, respectively. These results are presented in Fig.7.

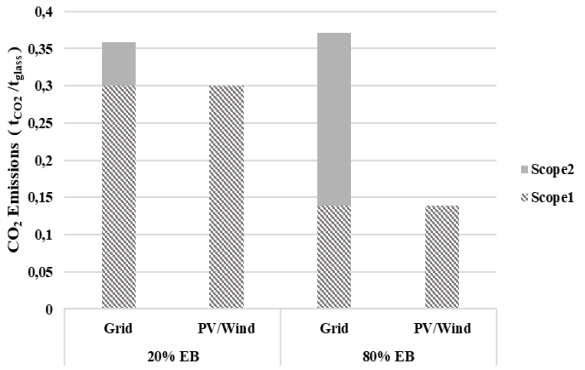


Fig. 7. Effect of cullet share and electric boosting rate on glass production cost under national grid electricity supply.

According to the Fig. 7, natural gas consumption remains constant at both rates of electric boosting and scope 1 emissions do not change accordingly. However, with the increase in the rate of electric boosting rate, scope 2 emissions are reduced to zero thanks to the integration of renewable energy sources. These results reveal that the use of renewable energy is a key strategy in achieving sustainability goals in glass production.

Overall, the lowest glass production cost and lowest CO_2 emissions have been achieved with PV integration. This situation shows that sustainable quality can be achieved in glass production of glass manufacturers turned to PV integration.

CONCLUSION

In this study, the economic feasibility of electrification of a 500 TPD capacity container glass furnace in Bursa was evaluated. Energy consumption, CO_2 emissions and glass production costs were analysed under different cullet share rates and electric boosting rates. The national grid, PV and wind energy scenarios as electricity sources were examined comparatively.

The key findings can be summarized as follows:

- Increasing the cullet share significantly reduces specific energy consumption (SEC) in glass production. For every 10% increase in cullet, approximately 2.3% energy savings are achieved.
- As the rate of electric boosting increases, especially at 60-80% levels, energy efficiency increases and the SEC value decreases. This is since electric melting has a higher thermal efficiency.
- Only Scope 1 and Scope 2 were assessed for CO_2 emissions, and total emissions decreased significantly as the cullet share and electric boosting increased when using green electricity (PV &wind).
- In PV-based scenarios, the lowest glass production cost was obtained as 30.24 $\frac{€}{t_{glass}}$ and the lowest CO_2 emission value was found to be 0.066 $\frac{t_{CO_2}}{t_{glass}}$.
- While generation with wind electricity is as efficient as PV in terms of CO_2, it is economically more expensive. As the electricity boost increases, the cost decreases in the PV-scenario and increases in the wind scenario.
- If electric boosting with national grid electricity increases, CO_2 emissions also tend to increase due to the high emission factor. This highlights the importance of renewable resource integration.

Overall, PV electrification in glass furnaces offers an effective solution. Future work could focus on a holistic approach that optimizes this integration, including storage systems, to ensure uninterrupted energy supply. Furthermore, pilot-scale implementations could be conducted.

NOMENCLATURE

$\dot{E}$	Energy (kWh/t glass)
$\dot{m}$	Mass flow rate (t/day)
C	Capacity factor
C_p	Specific heat capacity at constant pressure
d	Discount rate (%)
EF	Emission factor
FCC	Fixed capital charge
h	Specific enthalpy
H	Heat (kJ/kg)
$LCOE$	Levelized cost of electricity
N	Lifetime (year)
NO	Nitric oxides
P	Installed Power (kW)
r	Electric boosting rate
SEC	Specific energy consumption
TPD	Tonne per day
ΔH	Heat of reaction (kWh/kg)
t	Metric ton

Acronyms

CAPEX	Capital expenditures
GHG	Greenhouse Gas
IPCC	Intergovernmental Panel on Climate Change
NG	Natural gas
OPEX	Operational expenditures
PV	Photovoltaic

Greeks

α	Cullet share
η	Efficiency

Subscripts

0	Standart
chem	Chemical
ele	Electrical
ex	Exploited
f	Furnace
in	Inlet
ins	Installed
max	Maximum
ng	Natural gas
pg	Pulled glass
ref	Reference
T	Sensible

ACKNOWLEDGMENT

This study was supported by the Scientific and Technological Research Council of Türkiye (TÜBİTAK), (2244 Industrial Ph.D. Fellowship Program, Project No: 119C189).

REFERENCES

Arican TF, Hortaçsu Ö ,1992, Energy conservation in glass manufacture. Energy 17:617–624.

Atzori D, Tiozzo S, Vellini M, et al , 2023, Industrial Technologies for CO2 Reduction Applicable to Glass Furnaces. Thermo 3:682–710

Barón C, Perpiñán J, Bailera M, Peña B , 2023, Techno-economic assessment of glassmaking decarbonization through integration of calcium looping carbon capture and power-to-gas technologies. Sustain Prod Consum 41:121–133.

Beerkens RGC, van Limpt J , 2002, Energy Efficiency Benchmarking of Glass Furnaces. In: 62nd Conference on Glass Problems: Ceramic Engineering and Science Proceedings. John Wiley & Sons, Ltd, pp 93–105

CBRT , 2025, Foreign currency commercial loan Interest rates. In: EVDS. https://evds2.tcmb.gov.tr/index.php?/evds/dashboard/989. Accessed 28 Jul 2025

Conradt R , 2019, Prospects and physical limits of processes and technologies in glass melting. Journal of Asian Ceramic Societies 7:377–396.

Conradt R , 2008, II.24 - The industrial glass-melting process. In: Hack K (ed) The SGTE Casebook (Second Edition). Woodhead Publishing, pp 282–303

Conradt R , 2000, Some fundamental aspects of the relation between pull rate and energy consumption of glass furnaces. International Glass Journal 108

Deutsche Energie-Agentur (dena) , 2023, Systematisch energieeffizienz steigern und CO2 -emissionen senken in der glasindustrie

ElectricityMaps , 2025, Live 24/7 CO2 emissions of electricity consumption. https://app.electricitymaps.com/zone/TR/all/yearly. Accessed 15 Jun 2025

ETKB , 2025, Yıllık Ortalama Rüzgar Hızı Dağılımı-100 Metre. http://repa.enerji.gov.tr/REPA/iller/BURSA-REPA.pdf. Accessed 16 Jun 2025

EVÇED , 2021, 2021 Yılı Cam Sektörü Kıyaslama Raporu. https://enerjiverimliligi.enerji.gov.tr/template/dist/pdf/2021CSKRYon_Ozeti.pdf. Accessed 1 May 2024

Fasihi M, Bogdanov D, Breyer C , 2016, Techno-Economic Assessment of Power-to-Liquids (PtL) Fuels Production and Global Trading Based on Hybrid PV-Wind Power Plants. In: Energy Procedia., pp 243–268

Fiehl M, Leicher J, Giese A, et al , 2017, Biogas as a co-firing fuel in thermal processing industries: Implementation in a glass melting furnace. Energy Procedia 120:302–308.

GHG Protocol , 2004, A Corporate Accounting and Reporting Standard. https://ghgprotocol.org/corporate-standard. Accessed 8 May 2025

GHG Protocol , 2015, An amendment to the GHG Protocol Corporate Standard GHG Protocol Scope 2 Guidance. http://ghgprotocol.org/sites/default/files/2023-03/Scope%202%20Guidance.pdf. Accessed 17 May 2025

Global Petrol Prices , 2024a, Turkey natural gas prices. https://www.globalpetrolprices.com/Turkey/natural_gas_prices/. Accessed 1 Jul 2024

Global Petrol Prices , 2024b, Turkey electricity prices. https://www.globalpetrolprices.com/Turkey/electricity_prices/. Accessed 1 Jul 2024

GMIC , 2025, Hybrid Furnaces: Revolutionizing Glass Melting with 80% Renewable Energy. https://gmic.org/hybrid-furnaces-revolutionizing-glass-melting-with-80-renewable-energy/. Accessed 15 Jun 2025

Grayhurst P , 2012, 7 - Glass packaging. In: Emblem A, Emblem H (eds) Packaging Technology. Woodhead Publishing, pp 109–121

Hubert M , 2015, Lecture 2: Melting and Fining processes in industrial glass furnaces IMI-NFG Course on Processing in Glass

Hünerli E, Karaca Dolgun G, Ural T, et al , 2024, Calculation of Muğla Sıtkı Koçman University's Carbon Footprint with IPCC Tier 1 Approach and DEFRA Method. Kırklareli Üniversitesi Mühendislik ve Fen Bilimleri Dergisi 10:1–28.

HY South Marmara , 2025, Homepage | HY South Marmara Project. https://hysouthmarmara.org/en. Accessed 17 May 2025

IEA , 2020, Global Energy Review 2020

IPCC , 2006, IPCC Guidelines for National Greenhouse Gas Inventories.General Guidance and Reporting. https://www.ipcc-nggip.iges.or.jp/public/2006gl/vol1.html. Accessed 11 Jun 2025

Kodak O, Sadeghi-Khaneghah F, Kaya MB, et al , 2025, Evaluation of electrically boosted natural gas fired glass furnace performance by using data reconciliation method. Heliyon 11.

Kuhn W, Reynolds A, Molcan P, Malphettes B , 2021, Electric Boosting and Hybrid Furnaces (Practical Application of Higher Levels of Electric Heat Input). In: 80th Conference on Glass Problems. pp 53–69

Lindig M , 2006, Glass melting furnaces –reflections about efficiency and design features. http://lib3.dss.go.th/Fulltext/Glass/Glass_Annual_Meeting_Handout/2006/Glass_melting_furnaces_design_and_efficiency.pdf. Accessed 1 Jul 2024

Miserocchi L, Franco A, Testi D , 2024, Status and prospects of energy efficiency in the glass industry: Measuring, assessing and improving energy performance. Energy Conversion and Management: X 24:.

PwC , 2023, Overview of the Turkish electricity market. https://www.pwc.com.tr/tr/sektorler/enerji/2024/overview-of-the-turkish-electricity-market-2023.pdf. Accessed 11 Dec 2023

Ruth M, Dell'anno P , 1997, An industrial ecology of the US glass industry

Sardeshpande V, Gaitonde UN, Banerjee R , 2007, Model based energy benchmarking for glass furnace. Energy Convers Manag 48:2718–2738.

Seo K, Edgar TF, Baldea M , 2020, Optimal demand response operation of electric boosting glass furnaces. Appl Energy 269:.

Solargis , 2024, Global Solar Atlas. In: The World Bank Group. https://globalsolaratlas.info/map. Accessed 17 Feb 2024

Trier W , 1987, Glass furnaces: design construction and operation. Society of Glass Technology

TUIK , 2024, Turkish Greenhouse Gas Inventory 1990 – 2022

US DOE/OIT , 2002, Energy and Environmental Profile of the U.S. Glass Industry Incorporated Columbia, Maryland

Westbroek CD, Bitting J, Craglia M, et al , 2021, Global material flow analysis of glass: From raw materials to end of life. J Ind Ecol 25:333–343.

Zier M, Pflugradt N, Stenzel P, et al , 2023, Industrial decarbonization pathways: The example of the German glass industry. Energy Conversion and Management: X 17:.

Zier M, Stenzel P, Kotzur L, Stolten D , 2021, A review of decarbonization options for the glass industry. Energy Conversion and Management: X 10:100083.

THE TURKISH GLASS INDUSTRY AND GREEN TRANSFORMATION: OPPORTUNITIES, CHALLENGES, AND ALIGNMENT WITH THE EU GREEN DEAL

Farshid SADEGHI-KHANEGHAH*, Miraç Burak KAYA*, Onur KODAK*, Emre DUMANKAYA**, Gizem YUMRU ALANAT***, Levent KILIÇ**, Neşet ARZAN****, Alp Er Şevki KONUKMAN*
* Department of Mechanical Engineering, Gebze Technical University, Gebze, 41400, Kocaeli, Türkiye, f.sadeghi2021@gtu.edu.tr, mbkaya@gtu.edu.tr, o.kodak2020@gtu.edu.tr, konukman@gtu.edu.tr
** Şişecam Science, Technology and Design Centre, Gebze, 41400, Kocaeli, Türkiye, edumankaya@sisecam.com, lkilic@sisecam.com
*** Türkali Mah., Selaltı Sok., No:6/11, Beşiktaş, 34357, İstanbul, Türkiye, gizemyumru@gmail.com
**** Emek Mah., Fatih Sultan Mehmet Cad., Gürsu Sok., No:4 A7-2, Darıca, 41700, Kocaeli, Türkiye, nesetarzan@gmail.com

Abstract: Today, carbon dioxide emissions have become a vital issue with the Paris climate agreement. The glass industry consumes a lot of energy due to the high energy demand for melting. Currently, fossil-based fuels are dominant energy sources in glass production, which leads to substantial carbon emissions. Moreover, the fast-paced regulations, such as the Carbon Border Adjustment Mechanism (CBAM), may pose risks for the Turkish glass industry. This study assesses the potential developments and prospects of the green transition in the Turkish glass industry. In particular, the impact of the transition to green options on sustainability targets and the identification of long-term opportunities in the sector are evaluated. In addition, the impact of international regulations, such as the Carbon Border Adjustment Regulation Mechanism, on the sector and the strategies that can be followed to adapt to this process are discussed. As a result, this study serves as a guide for the green transformation of the Turkish glass industry.
Keywords: Turkish glass industry, decarbonisation, green transition, carbon border adjustment mechanism (CBAM)

TÜRK CAM SEKTÖRÜ VE YEŞİL DÖNÜŞÜM: FIRSATLAR, ZORLUKLAR VE AB YEŞİL MUTABAKATI İLE UYUM

Özet: Günümüzde karbondioksit emisyonları Paris İklim Anlaşması ile hayati bir konu haline gelmiştir. Cam endüstrisi, eritme için yüksek enerji talebi nedeniyle çok fazla enerji tüketmektedir. Günümüzde fosil yakıtlar cam üretiminde baskın enerji kaynaklarıdır ve bu da önemli miktarda karbon emisyonuna yol açmaktadır. Ayrıca, Sınırda Karbon Düzenleme Mekanizması (SKDM) gibi hızlı tempolu düzenlemeler Türk cam endüstrisi için riskler oluşturabilir. Bu çalışmada, Türk cam endüstrisindeki yeşil dönüşümün potansiyel gelişmeleri ve beklentileri değerlendirilmektedir. Özellikle, yeşil seçeneklere geçişin sürdürülebilirlik hedefleri ve sektördeki uzun vadeli fırsatların belirlenmesi üzerindeki etkisi değerlendirilmektedir. Ayrıca, Karbon Sınır Ayarlama Düzenleme Mekanizması gibi uluslararası düzenlemelerin sektör üzerindeki etkisi ve bu sürece uyum sağlamak için izlenebilecek stratejiler tartışılmaktadır. Sonuç olarak, bu çalışma Türk cam endüstrisinin yeşil dönüşümü için bir rehber niteliğindedir.
Anahtar Kelimeler: Türk cam endüstrisi, karbonsuzlaştırma, yeşil dönüşüm, sınırda karbon düzenleme mekanizması (SKDM)

INTRODUCTION

The glass industry is one of the energy-intensive industries. Most of the energy used in the glass industry is thermal energy used in the melting process of the raw material to form molten glass, and the thermal energy used in processing the produced glass. Most of this thermal energy is provided by the combustion of fossil fuels, which produces a large amount of carbon dioxide. For example, the total glass industry emission in 2022 was 150 Mt CO_2 (Jeffrey Lorch et al. 2025). This amount of carbon dioxide should be reduced to prevent any escalation of global

warming. There are many processes and solutions to reduce emissions in other industries. Utilizing these solutions can help reduce glass industry emissions and transform it into a green industry. In this study, potential solutions to transform Türkiye's glass industry into a green industry are investigated.

GLASS INDUSTRY IN TÜRKİYE

Türkiye's glass industry is one of the major players worldwide. Türkiye has the 1st rank in flat glass production in Europe, and the 5th rank in the world. Regarding household glass production, Türkiye's glass industry is the 2nd producer of household glass in Europe and 3rd in the world. In glass packaging production, Türkiye's glass industry has the 5th rank in Europe (similarly, 5th rank in the world). Consequently, in soda ash production, it ranks fourth in Europe and eighth in the world. The major organizations in the Turkish glass industry are the Türkiye Şişe ve Cam Fabrikaları A.Ş., Düzce Cam Sanayi ve Ticaret A.Ş., GCA Cam Sanayi ve Ticaret A.Ş., and Park Cam Sanayi ve Ticaret A.Ş. (Republic of Türkiye Ministry of Industry and Technology 2021). Türkiye's glass industry exported a total of 1.207 billion $ in the year 2024 (ÇCSİB 2024). In the year 2022, among countries with the highest glass product export, Türkiye has the 5th rank in the world with 1.6 billion $ and is the 3rd country to export to the European Union with 11% share (ÇCSİB 2022).

Based on the (EVÇED 2022), during the year 2022, Türkiye's glass industry produced 4.73 Mt of glass. The main products were flat glass (47%), household glass (13%), glass packaging (36%), and fiberglass (6%). For producing this amount of glass, 11,503 GWh of energy was used. 13% of this energy usage was supplied by electrical energy resources, and the remaining 87% was supplied by natural gas resources. This means that the specific energy consumption (SEC) of the glass production was 8917$\frac{kJ}{kg_{glass}}$ for the year 2022.

Emissions

The glass industry has significant emissions. These emissions are due to many factors and can be categorized as direct and indirect emissions. Direct emissions are due to two reasons: firstly, carbon dioxide release during the melting process (decomposition of raw materials), and secondly, carbon dioxide release due to natural gas combustion inside the furnace. Indirect emissions have many sources, but the most important reasons are emissions due to natural gas production, electricity production, and raw material transportation.

Direct emissions due to the decomposition of raw materias in Türkiye are 0.17 $\frac{t_{CO_2}}{t_{glass}}$ (Turkish Statistical Institute 2024) and calculated based on the total production of 5.1 Mt glass products in Türkiye in the year 2022, which resulted in 876 kt CO_2 emissions. Direct emission due to the natural gas combustion at furnaces is calculated as the mass of CO_2 produced per combustion of 1 kg of natural gas under the stoichiometric situation, which is 2.75 $\frac{kg_{CO_2}}{kg_{ng}}$. On the other hand, the indirect emission of natural gas production is 0.533$\frac{kg_{CO_2}}{kg_{ng}}$ for the year 2023 (IEA 2023). Therefore, the total emissions from glass production for the year 2023 are 3.27 Mt CO_2.

Türkiye's Hydrogen Technologies, Strategy, and Road Map

Due to hydrogen's potential as the fuel of the future to reach a sustainable world, Türkiye's Ministry of Energy and Natural Resources published a road map. This roadmap is published for reaching net-zero emissions (NZE) by the year 2053 (NZE 2053) and having a carbon-free industry. It outlines the ministry's commitment to funding and supporting research, experiments, and pilot projects toward the goal. The aims are to reduce the cost of green hydrogen production to lower than 2.4 $\frac{\$}{kg_{H_2}}$ by the year 2035 and lower than 1.2 $\frac{\$}{kg_{H_2}}$ by the year 2053. Also, increasing the installed electrolyzer power capacity up to 2 GW by the year 2030, 5 GW by the year 2035, and finally up to 70 GW by the year 2053 (Republic of Türkiye Ministry Energy and Natural Resources 2022). Pipelines are considered to distribute the produced hydrogen from production zones to industrial dense targets. Until establishing enough hydrogen pipelines, distribution will be carried out by existing natural gas pipelines.

Within the scope of dissemination and moving to an industrial scale, detailed studies will be carried out according to different hydrogen contents (2-20%), in addition to the 3.5% hydrogen blend in the existing natural gas pipeline (Republic of Türkiye Ministry Energy and Natural Resources 2022). Green hydrogen is planned to be produced using locally built electrolyzers. Also, blue hydrogen is planned to be produced from local coal resources by gasification technology. This roadmap's goal is to help many industries, including the glass industry, become green by the year 2053 by establishing green hydrogen production centers near energy-intensive industries.

Carbon Border Adjustment Mechanism (CBAM)

The Carbon Border Adjustment Mechanism (CBAM) is a European Union (EU) policy designed to set a reasonable tax on the carbon emitted during the production of carbon-intensive products that are imported into the European Union. Its main goal is to prevent "carbon leakage". Carbon

leakage means a situation where European companies might move their carbon-intensive production and factories to countries outside the EU with less restrictive climate policies, or where EU products are replaced by more carbon-intensive imported ones. By ensuring that imported products pay a carbon tax equivalent to that paid by EU-produced products under the EU Emissions Trading System (ETS), CBAM aims to maintain the competitiveness of EU industries while encouraging global decarbonization.

CBAM is carried out by requiring importers of certain products to purchase "CBAM certificates" corresponding to the carbon emissions released by their products. The price of these certificates is related to the weekly average auction price of EU ETS allowances. Initially, CBAM covers some of the carbon-intensive sectors such as cement, iron and steel, aluminum, fertilizers, electricity, and hydrogen. But it will cover the glass industry also by the year 2030, which is already covered by the ETS. This mechanism is intended to complement the European Union ETS and will gradually replace the free allowances currently distributed to European producers in these sectors (European Union 2023).

Since Türkiye's glass industry is the 3rd largest exporter to EU, with an annual amount of 698 million $ in 2022 (ÇCSİB 2022), it is crucial to reduce carbon emissions to avoid the CBAM tax before it starts to act on the glass products and reduce revenue of Türkiye's glass industry.

Considering the estimated emissions of 876 kt CO_2, the glass industry could face an additional cost of around 43 million € if it is included in the CBAM (carbon price taken as 50 $\frac{€}{t_{CO_2}}$TUSIAD, 2021). This serious financial burden may adversely affect the international competitiveness of the Turkish glass industry.

SUSTAINABILITY PLANS FOR THE TÜRKİYE'S GLASS INDUSTRY

Reducing carbon emissions of the Türkiye's glass industry is inevitable due to the reasons explained earlier. But for short, these reasons are reducing the global warming potential of the glass industry, being in accordance with the national and global legislations for decarbonization and avoiding the European Union CBAM tax. Possible actions and solutions for this purpose are explained in the following sections.

Short-Term plans: Water Resources Management

The main goal is to enhance the sustainable use of water resources and improve wastewater management practices within Türkiye's glass industry by the end of the year 2026. The glass industry is a water-intensive industry, and decreasing global water resources, scaled by climate change, can result in a significant risk to its functional operations. Efficient water use and effective wastewater management are critical for operational continuity, cost reduction and following environmental regulations. Focusing on water management in the short term will address operational and environmental problems, aligning with United Nations Sustainable Development Goals (SDGs) for Clean Water and Sanitation (SDG 6). To this end, key Actions by the end of the year 2026 are (ÇCSİB 2022):

- Awareness and education
- Current situation analysis & data monitoring
- Institutional collaborations
- Access to finance for transformation
- Technical & technological developments/applications

Awareness and education

Organizing and delivering training sessions for the glass industry on efficient water use and sustainable water management practices. The goal is to deliver training to 75% of the sector by the end of the year 2026. Developing and publishing a "Sectoral Water Usage Guide" presenting best solutions and their impacts to elevate sustainable water usage to all members by the middle of the year 2026 (ÇCSİB 2022).

Current situation analysis & data monitoring

Implementing a comprehensive review of national and international legislation related to sustainable water resource usage and giving quarterly updates to members by the end of the year 2026 (ÇCSİB 2022).

Institutional collaborations

Initiating and maintaining cooperation with relevant local authorities (e.g., the Ministry of Environment, Urbanization and Climate Change, the General Directorate of State Hydraulic Works, Municipalities) to elevate best solutions in sustainable water usage and wastewater management (ÇCSİB 2022).

Access to finance for transformation

Tracking and informing the glass industry members about available incentives and financing mechanisms by local and international authorities for investments in sustainable water usage. (ÇCSİB 2022).

Technical & technological developments/applications

Encouraging the adoption of Most Available Techniques (MAT) in production to reduce Türkiye's glass industry water consumption and continuously assessing the adoption rate until the middle of the year 2026 (ÇCSİB 2022).

Long-Term Plans: Decarbonization through Energy Transition

The main goal is to achieve net-zero carbon emissions in Türkiye's glass industry by the year 2050 with the help of transformative energy management and climate change reduction actions. The glass industry is an energy-intensive sector, with significant direct and indirect carbon emissions primarily from fossil fuel combustion and raw material processing. Global climate targets, in particular the European Green Deal's 2050 climate net-zero emission objective (European Union 2018), emphasize a fundamental switch in the glass industry's energy sources and production processes. This long-term goal is critical for ensuring the Türkiye's glass industry continued competitiveness in international markets, building flexibility against future carbon reduction and tax regulations, and making a significant contribution to national and global sustainability efforts. This aligns directly with United Nations Sustainable Development Goals (SDG) for Affordable and Clean Energy (SDG 7) and Climate Action (SDG 13). To this end, key actions and deliverables by the end of the year 2026 are (ÇCSİB 2022):

- Accelerated transition to low-carbon alternative fuels
- Continuous energy efficiency and advanced technology integration
- Implementation of carbon capture, utilization, and storage (CCUS) technologies
- Proactive policy advocacy and international alignment
- Strategic sustainable finance and investment mobilization

Accelerated transition to low-carbon alternative fuels

Implementing a phased roadmap for the adoption of green hydrogen, sustainable biomass, and other low-carbon alternative fuels as the main energy sources, substituting natural gas, for glass melting furnaces and other high-temperature processes in the glass production.

To this end, it is planned to establish pilot projects for green hydrogen and sustainable biomass combustion in at least 50% of major glass factories, demonstrating technical and economic readiness, by the end of the year 2035. Then, reaching a target of 70-90% of total energy consumption supplied from low-carbon alternative fuels mentioned earlier, with annual public reporting on progress of the transformation, by the end of the year 2050 (ÇCSİB 2022).

On of the big steps toward using low-carbon fuels is the "South Marmara Hydrogen Shore – HYSouthMarmara". This project is Türkiye's biggest plan for producing green hydrogen, on the southern coast of the Marmara Sea. Construction of the first hydrogen production valley in Türkiye was initiated by 16 partners across the world with a total budget of 36.8 million €. Around 8 million € of this budget is funded under the Horizon Europe Clean Hydrogen Partnership project scope, run by the European Commission (Invest in Çanakkale, 2025). This project aims to cover the hydrogen demand of the entire northwest of Türkiye, which is advantageous for the glass industry since most of Türkiye's major glass industries are located close to the Marmara Sea (Fig. 1).

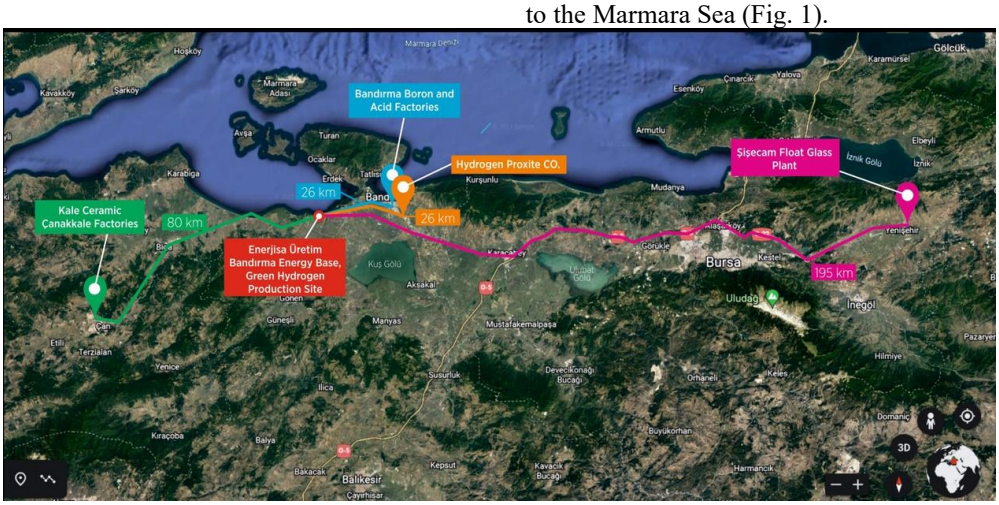


Fig. 1. HYSouthMarmara project distribution and target users (Güney Marmara Kalkınma Ajansı, 2023)

Türkiye's hydrogen economy will flourish in the near future with this project, especially in the Southern Marmara region, which shares 13% of Türkiye's total electricity production. This production capacity is reaching 3 GW to become the leading region in renewable energy installed capacity. According to the scopes of this project, a minimum capacity of 500 ton per day of hydrogen production is planned in the Enerjisa site in Balıkesir, which will be transported by Linde Gas (using 100% hydrogen transferring pipes). End users for his supply are Hydrogen Peroxide, Kale Seramik, and Şişecam Float glass factory (Güney Marmara Kalkınma Ajansı 2023). By successfully supplying green hydrogen to the sector that already uses grey hydrogen, 12 $\frac{ton}{year}$ of carbon dioxide emissions can be prevented. Right now, this project has been initiated, and as mentioned before, the pilot production of hydrogen using renewable energy resources started at Enerjisa Üretim Bandırma Energy Base (Haber Ekonomi 2023)

Continuous energy efficiency and advanced technology integration

Supporting continuous research, development, and adoption of Most Available Techniques (MAT) and high-tech energy-saving technologies such as advanced waste heat recovery systems, full electric melting powered by renewable electricity. To this end, it is planned to implement comprehensive energy management systems and all economically viable MATs in all major glass factories, aiming for a significant reduction in SEC (25-30% reduction from 2025 levels) by the end of the year 2035. Then, the entire Türkiye glass industry's energy consumption intensity will be reduced up to 40-50% from the 2025 level, by ensuring that all factories have energy efficiency designs by the end of the year 2050 (ÇCSİB 2022).

Implementation of carbon capture, utilization, and storage (CCUS) technologies

Investing and implementing Carbon Capture, Utilization, and Storage (CCUS) technologies to manage inevitable process emissions that cannot be eliminated by using alternative green fuels or efficiency improvements in glass production. To this end, it is planned to start at least one large-scale CCUS pilot project near a major glass factory to validate the effectiveness and scalability of CCUS projects to the entire Türkiye glass industry by the end of the year 2035. Later, it is planned to CCUS of 80-90% of the residual process-related CO_2 emissions in other production processes by the end of the year 2050 (ÇCSİB 2022).

Proactive policy advocacy and international alignment

Actively collaborating with relevant government ministries to design national policies that support the long-term emission reduction of the glass industry, including powerful regulatory frameworks for green hydrogen, carbon tax pricing mechanisms, and investment funding. To this end, regular data-driven input to national energy and climate policy discussions should be provided to ensure that the glass industry's needs and challenges for green transition are adequately addressed in legislation and support programs (ÇCSİB 2022).

Engaging with international organizations and leading countries in decarbonization, to align with global regulations for decarbonization and adapt these international regulations to Türkiye's glass industry, ensuring smooth market access. To this end, participation in international forums, joint research initiatives, and knowledge-sharing platforms should be facilitated.

Strategic sustainable finance and investment mobilization

Developing access to different national and international sustainable finance funds (e.g., European Horizon projects, climate funds, development bank loans, and public-private partnerships) to fund the considerable capital investments required for technological transformation and infrastructure upgrade (ÇCSİB 2022).

To this end, the total volume of sustainable funds and financial help to Türkiye's glass industry should increase with transparent reporting on investments in green technologies and infrastructure. By the year 2035, a dedicated financial advisory platform or fund should be established. It should be done in collaboration with leading financial institutions and authorities, to specifically support green investments in the Türkiye's glass industry, attracting both national and international capital.

CONCLUSION

Türkiye's glass industry and its importance are explained. For coninous growth of this industry worldwide, it is crucial to adapt to the global movement toward decarbonization. There are some obstacles on this road. In this study, solution to overcome these obstacles are presented. For the transition of Türkiye's glass industry to a green industry, it is important to have consensus motivation among all industry members. Regular meetings and workshops should be held, required legislations and regulations should be published by the authorities, and funds and financial support should be given to the industry to carry out proper R&D and establishment of low-farcon fuels. One of the significant steps toward decarbonization of Türkiye's glass industry is the HYSouthMarmara

project. By finishing this project, many major glass factories can use green hydrogen as the main fuel for their furnaces. Türkiye has a great potential to transform into the green production hub of Europe, and with proper funding and regulations, it can be achieved even before 2053.

Symbols

CO_2	Carbo Dioxide
GW	Gigawatt
GWh	Gigawatt hour
kg	Kilo gram
$\frac{t_{CO_2}}{t_{glass}}$	ton of carbon dioxide per ton of glass
$\frac{kg_{CO_2}}{kg_{ng}}$	Kilo gram of carbon dioxide per kilo gram of natural gas
$\frac{kJ}{kg_{glass}}$	Kilo joule per kilo gram of glass
kt	Kilo ton
$Mt\ CO_2$	Million ton carbon dioxide
$\frac{ton}{year}$	Ton per day
$\frac{\$}{kg_{H_2}}$	United States Dollar per kilo gram hydrogen

ACKNOWLEDGMENT

This study was supported by the Scientific and Technological Research Council of Türkiye (TÜBİTAK), (2244 Industrial Ph.D. Fellowship Program, Project No: 119C189).

REFERENCES

ÇCSİB , 2022, Cam Sektörü Sürdürülebilirlik Eylem Planı. https://ccst.org.tr/Uploads/arastirmaRaporlari_view/ccsib-surdurulebilirlik-raporlari-turkish-glass.pdf. Accessed: 1 Aug 2024.

ÇCSİB , 2024, Faaliyet Raporu ve Sürdürülebilirlik Eylem Planı 2024. https://ccst.org.tr/Uploads/arastirmaRaporlari_view/ccsib-2024-faaliye t-raporu-web-v1-1.pdf .Accessed 1 Jun 2025

European Union (2018). Communication from the commission to the european parliament, the european council, the council, the european economic and social committee and the committee of the regions. https://commission.europa.eu/publications/communication-commission-european-parliament-council-european-economic-and-social-committee-and_en. Accessed 16 May 2025

European Union, 2023, Regulation (EU) 2023/956 of the European Parliament and of the Council of 10 May 2023 establishing a Carbon Border Adjustment Mechanism. http://data.europa.eu/eli/reg/2023/956/oj.Accessed 1 May 2025

EVÇED, 2022, Glass Industry Comparison Report 2022. https://enerji.gov.tr/evced-enerji-verimliligi-olcme-ve-degerlendirme .Accessed: 16 Jan 2024.

Güney Marmara Kalkınma Ajansı , 2023, Türkiye'nin İlk Yeşil Hidrojen Vadisi Kuruluyor. Türkiye Ministry of Industry and Technology. https://www.gmka.gov.tr/haber/Türkiyenin-ilk-yesil-hidrojen-vadisi-kuruluyor. Accessed 7 May 2024

Haber Ekonomi , 2023, Türkiye'nin ilk hidrojen vadisinde üretim başladı. https://haberekonomi.com.tr/Index.asp?sayfa=haber&icerik=21437. Accessed 26 Apr 2025

IEA, 2023, Emissions from Oil and Gas Operations in Net Zero Transitions A World Energy Outlook Special Report on the Oil and Gas Industry and COP28. www.iea.org Accessed 28 Mar 2024

Invest in Çanakkale , 2025, Türkiye's First Green Hydrogen Valley,https://www.investincanakkale.com/en/haber/turkiye-s-first-green-hydrogen-valley/291. Accessed 18 May 2025

Jeffrey Lorch, Peter Spiller, Madicke Embrechts, & Michel Foucart. (2025, June 3). Seeing clearly: Decarbonizing the flat glass industry with circularity. McKinsey & Company. https://www.mckinsey.com/industries/metals-and-mining/our-insights/seeing-clearly-decarbonizing-the-flat-glass-industry-with-circularity#/.Accessed 10 May 2025

Republic of Türkiye Ministry of Energy and Natural Resources. (2023). Türkiye hydrogen technologies, strategy, and road map. https://enerji.gov.tr/bm-kurum-politikalarimiz. Accessed: 2 Feb 2024.

Republic of Türkiye Ministry of Industry and Technology, 2021, Glass Industry Report 2021.

Turkish Statistical Institute , 2024, Turkish Greenhouse Gas Inventory 1990 - 2022. https://enerji.gov.tr/Media/Dizin/EVCED/tr/%C3%87evreVe%C4%B0klim/%C4%B0klimDe%C4%9Fi%C5%9Fikli%C4%9Fi/UlusalSeraGaz%C4%B1EmisyonEnvanteri/Belgeler/Ek-1.pdf . Accessed: 2 May 2025.

TUSIAD, 2020, Ekonomik Göstergeler Merceğinden Yeni İklim Rejimi. https://tusiad.org/tr/basin-bultenleri/item/10634-tusi-ad-in-ekonomi-k-gostergeler-mercegi-nden-yeni-i-kli-m-reji-mi-raporu-tanitildi#itemAttachment Accessed: 4 Jun 2025.

BOYA ATIK SUYU BESLEMELİ MİKROBİYAL YAKIT HÜCRESININ ATIK DÖNÜŞÜMÜ VE ELEKTRİK ÜRETİM PERFORMANSININ ARAŞTIRILMASI

Hüseyin Can TOPCAN*, Tayfun MENLİK**
*Gazi Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Enerji Sistemleri Mühendisliği Anabilim Dalı,
Yenimahalle 06560, ANKARA, hctopcan@gmail.com
**Gazi Üniversitesi, Teknoloji Fakültesi, Enerji Sistemleri Mühendisliği Bölümü,
Yenimahalle 06560, ANKARA, tmenlik@gazi.edu.tr

Özet: Mikrobiyal yakıt hücresi, biyolojik olarak parçalanabilir atıkların sahip olduğu kimyasal enerjiyi biyoelektriğe dönüştüren yeni bir yeşil teknoloji olarak tanıtılmaktadır. Mikrobiyal yakıt hücreleri sadece elektrik enerjisi üretmekle kalmaz aynı zamanda atık dönüşümünü de başarıyla gerçekleştirmektedir. Mikrobiyal yakıt hücrelerinin etkili olduğu uygulama alanlarından birisi de boya endüstrileridir. Boya üretim endüstrileri, organik madde, askıda katı maddeler ve muazzam çevresel hasarlara neden olan ağır metallerin yanı sıra yüksek kimyasal oksijen ihtiyacı ve bulanıklık içeren atık su ortaya çıkarmaktadırlar. Bu çalışmada, organize sanayi bölgesinde boya ile ilgili üretim yapan bir firmanın boya atık suyunun mikrobiyal yakıt hücresi vasıtasıyla arıtılma olanağı ve boya atık suyu ile beslenen mikrobiyal yakıt hücresinin elektrik üretim performansı araştırılmıştır. Araştırmanın sonuçları, mikrobiyal yakıt hücresi sayesinde, boya atık suyunun sahip olduğu kimyasal enerjinin elektrik enerjisine dönüştürüldüğü bir biyoelektrokimyasal sistemi ortaya çıkarmıştır.
Anahtar Kelimeler: Mikrobiyal yakıt hücresi, Atık su, Boya, Elektrik üretimi, Yeşil enerji

AUTHOR'S GUIDE FOR MANUSCRIPT PREPARATION

Abstract: The microbial fuel cell is promoted as a new green technology that converts the chemical energy of biodegradable waste into bioelectricity. Not only do microbial fuel cells generate electrical energy, they also successfully transform waste. One application area where microbial fuel cells are effective is the paint industry. These industries produce wastewater with high chemical oxygen demand, turbidity, organic matter, suspended solids, and heavy metals, which cause tremendous environmental damage. This study investigated the possibility of treating paint wastewater from a company in an organized industrial zone using a microbial fuel cell, as well as the performance of the microbial fuel cell in generating electricity when fed paint wastewater. The research revealed a bioelectrochemical system in which the microbial fuel cell converts the chemical energy of dye wastewater into electrical energy.
Keywords: Microbial fuel cell, Wastewater, Dye, Electricity production, Green energy

GİRİŞ

Mikrobiyal yakıt hücreleri, organik maddelerin kimyasal bağlarında gizlenen enerjiyi mikroorganizmaların katalitik tepkimeleri yoluyla doğrudan elektrik enerjisine dönüştüren elektrokimyasal cihazlar olarak tanıtılmaktadır (Goswami and Mishra, 2018; Meylani *vd*, 2023).

Mikrobiyal yakıt hücrelerinin çalışma prensibi; organik maddeden mikroorganizmaların katalitik reaksiyonları vasıtasıyla elektronların açığa çıkarılmasını ve elektronların anot elektrota aktarılmasını içerir. Üretilen elektronlar, anot ve katot elektrotlar arasında bulunan redoks potansiyel farkından dolayı anot elektrottan harici bir elektrik devresi yoluyla katot elektrota hareket eder. Söz konusu süreçte, elektronlar ve havadan alınan oksijen katotta birleşir. Bunun sonucunda elektrik enerjisi ve su buharı üretilir (Bhaduri and Behera, 2024).

Mikrobiyal yakıt hücrelerinin yarar sağlayıcı uygulamalarda kullanımına yönelik yapılan araştırmalar, bu cihazların önceden var olan atık su arıtma tesislerine entegre olma veya elektrik üretimi amacıyla bağımsız birimler olarak bağımsız olarak işlev görme potansiyeline sahip olduğunu göstermiştir. Kirliliği azaltmak ve enerji krizini ele almak için enerji tüketiminin azaltılmasına öncelik vermenin zorunlu bir hale geldiği gerçeği dikkate alındığında özellikle de; atık su arıtma tesisleri gibi muazzam miktarda enerji tüketen ektörler için mikrobiyal yakıt hücreleri büyük potansiyel sunmaktadır (Bhaduri and Behera, 2024).

Öte yandan, hem belediye hem de endüstriyel atık sular hala dünya çapında zorluklar sunmakta, su krizine ve çevre kirliliğine katkıda bulunmakta çünkü her türlü yaşam formu için oldukça toksik maddeler içermektedir ve bazı durumlarda genellikle ön arıtmaya ihtiyaç duymaktadır. Bu sebeple, sürdürülebilirlik ve enerji

açısından verimli arıtmalar arayışı mevcuttur (De La Cruz-Noriega *vd*, 2023).

Özellikle yenilenebilir enerji kaynaklarıyla, temiz su temini için uygun maliyetli, uygulanabilir ve çevre dostu bir çözüm sunarak bu zorlukların üstesinden gelinmesine yardımcı olabilir. Yenilenebilir enerji kaynakları, gelecekteki enerji sistemlerinin tedariki için uzun vadede başlıca tercihtir. Örneğin; neredeyse tükenmez ve kalıcı bir su kaynağı olan denizlerin tuzlu suyunun tuzdan arındırılması için yenilenebilir enerji kaynaklarının kullanımı büyük önem arz etmektedir. Tuzdan arındırma sistemlerinin temel sorunları enerji talebi ve yüksek ürün maliyeti olup, bu da su temini ile yenilenebilir enerji kaynakları arasında sistem entegrasyonuna ihtiyaç duyulduğu anlamına gelmektedir (Farahani *vd*, 2024).

Bu problemle yüzleşmek için mikrobiyal yakıt hücreleri gibi yeni çözüm alternatifleri ortaya çıkmıştır(De La Cruz-Noriega *vd*, 2023).

Mikrobiyal yakıt hücrelerinin havalandırma ve karmaşık aşağı akış işleme adımlarına ihtiyaç duymaksızın önemli enerji tasarrufu sağlaması, bu cihazların diğer atık su arıtma teknolojilerine göre önemli bir üstünlüğüdür (Sharma *vd*, 2024).

Mikrobiyal yakıt hücreleri, elektrik enerjisi üreterek aynı zamanda atık su arıtma ve enerji üretme ihtiyacını karşılamak için kullanılabilecek son tekniklerden birisi olarak sıkça vurgulanmıştır (Erensoy and Çek, 2021; Koleva *vd*, 2022). Mikrobiyal yakıt hücreleri, belirli elektroaktif bakterilerin uygulanmasıyla elektrik enerjisi üretiminin yanı sıra, kimyasal enerjiyi sivil ve endüstriyel atık sulara dönüştürmede de yeteneklidir. Örneğin; evsel atık suyun kimyasal enerji için 13 kJ/g kimyasal oksijen ihtiyacı (COD) tuttuğu, yani arıtma için gereken enerjinin yaklaşık dokuz katı olduğu bildirilmiştir. Bu nedenle, atık suda bulunan enerji verimli bir şekilde geri kazanılabilseydi, atık su arıtma tesislerinin işletilmesi için harici enerji girişi gereksiniminin ortadan kalkmasını sağlayabilirdi. Ancak, enerjinin bir kısmı geri kazanılabilseydi, o zaman atık su arıtımının ekonomik maliyetlerinin azaltılmasında fayda sağlayabilirdi. Tüm bunlar dikkate alınarak bu sektörde kullanılmak üzere geliştirilen mikrobiyal yakıt hücreleri, atık suyu arıtırken yenilenebilir enerji üretmek için nispeten yeni ve umut vadeden bir teknoloji olarak dikkatleri üzerine çekmektedir (Malik *vd*, 2023).

Mikrobiyal yakıt hücrelerinin atık su arıtımında ve elektrik üretiminde kullanımı için yapılan araştırmalara şu anda dünyanın en büyük iki ekonomisi olan Amerika Birleşik Devletleri ve Çin öncülük etmektedirler. Bunun bir göstergesi olarak, Çin Bilimler Akademisi, atık su arıtımı ve enerji üretimi konusunda mikrobiyal yakıt hücrelerinin kullanımı hakkında en üretken kurum olarak dikkatleri üzerinde toplamıştır. Çin'i takip eden Amerika Birleşik Devletleri, çeşitli üniversiteleri aracılığıyla mikrobiyal yakıt hücrelerinden atık su arıtımı ve elektrik üretimi konusunda çalışmalarını sürdürmektedir (Chen *vd*. 2022).

Mikrobiyal yakıt hücreler; kirlilikte düşüş, maliyet etkinliği, elektrik üretimi ve sürecin sürdürülebilirliği gibi potansiyel özellikleri nedeniyle atık su arıtımı için dikkate alınmıştır. Ayrıca mikrobiyal yakıt hücresinin geleneksel biyolojik arıtma sürecinin potansiyel olarak yerini alabileceği veya membran biyoreaktörünün bir öncüsü olarak görülebileceği belirtilmektedir. Günümüz sanayileşme çağında, tekstil, kağıt ve hamur, tabaklama, kimyasallar gibi su yoğunluklu endüstriler su kaynakları üzerinde önemli bir baskıya sahiptir. Bu tür endüstrilerden çıkan atık sular dünyadaki su kirliliğinden büyük oranda sorumludur (Khandaker *vd*, 2021).

Mikrobiyal yakıt hücrelerinin elektrik enerjisi olarak kullandığı çeşitli atık kaynaklarına örnek olarak; belediye atık suları, buğday samanı hidrolizatı, süt ürünleri atık suyu, patates atık suyu, kağıt atık suyu, gıda atığı, evsel ve endüstriyel faaliyetlerden kaynaklanan atık sular, organik maddeler, toksik organikler, azot, fosfor, fenoller gibi çeşitli atık su türleri verilebilmektedir (Choudhury *vd*. 2017). Bunların dışında, çoğu endüstriyel atık suyun tekstil ve boya sanayisi faaliyetlerinden kaynaklandığı ve bu endüstri kollarının ortaya çıkan atık suların önemli miktarda sentetik kimyasal boya içerdiği bildirilmiştir (He *vd*. 2017).

Tekstil ve boya endüstrileri, faaliyetleri sonrasında büyük miktarda atık su yayılmakta ve süreç boyunca yaklaşık % 20 oranında boya/renk maddesinin atık suda kaybolduğu ifade edilmektedir. Üstelik endüstriyel atık boya suyunun zararlı kimyasallar, organik madde, renkli boya içerdiği ve bunların su kütlelerine deşarj edilmeden önce arıtılması gereken toksik seviyede kirli olduğu ifade edilmektedir (Maxton and Masih, 2025).

Boya atık sularının mikrobiyal yakıt hücresinde kullanımı ile ilgili yapılan bir araştırmada, Hindistan'daki bir tekstil fabrikasından boya atık suyu mikrobiyal yakıt hücresinin organik madde kaynağı (substrat) olarak alındı. Ardından, mikrobiyal aktivitenin başlaması amacıyla yerel bir mandıradan temin edilen 1 mL hacminde inek gübresi aşılama yapıldı. Yani mikroorganizma kaynağı olarak inek gübresi kullanıldı. 45 mL hacmine sahip mikrobiyal yakıt hücresi tasarlandı ve burada anot elektrot olarak çinko ve katot elektrot olarak çelik çubuk kullanıldı. Söz konusu çalışmada, boya atık suyunun temizlenmesi sağlanırken eş zamanlı olarak 0,47 mW/m^2 değerlerne ulaşan elektriksel güç yoğunluğu sağlanmıştır (Sonu *vd*, 2020).

Deri, tekstil, kağıt ve baskı endüstrilerinde yaygın olarak kullanılan ve büyük bir sentetik renklendirici grubu olan malzemelerden birisi de azo bayalarıdır. Bu boyalar, çoğunlukla oldukça bulanık ve renkli endüstriyel atık sularda biriken dirençli bileşiklerdir. Bu bileşiklerin çoğu aynı zamanda toksik veya kanserojen özellik göstermektedir. Azo boya malzemelerin arıtılması için denenen cihazlardan birisi de mikrobiyal yakıt hücreleridir. Yapılan bir çalışmada, azo boya örneği olan asit turuncu 7'nin organik madde kaynağı ve beyaz çürüklük mantarının mikroorganizma kaynağı olarak kullanılırken süper emici polimer-polivinil alkol malzemesinin de proton değişim membranı olarak ve karbür gözenekli seramik elektrotların kullanımı gerçekleştirilerek mikrobiyal yakıt hücresi tasarlanmıştır. Bu mikrobiyal yakıt hücresi sayesinde, azo boya atık suyunun arıtması gerçekleştirilirken 207,74 mW/m^2'lik maksimum elektriksel güç yoğunluğu elde edilmiştir (Lai *vd*, 2017).

Bu çalışmada, tekstil işleri ile uğraşan bir fabrikanın boya atık sularının mikrobiyal yakıt hücresinde elektrik üretimi performansı ele alınmıştır. Bu çalışmadaki mikrobiyal yakıt hücresinin potansiyel uygulamaları hakkında fikirler yürütülerek bunun gelecekteki uygulamaları için temel oluşturulması hedeflenmiştir.

MALZEMELER VE YÖNTEM

Malzemeler

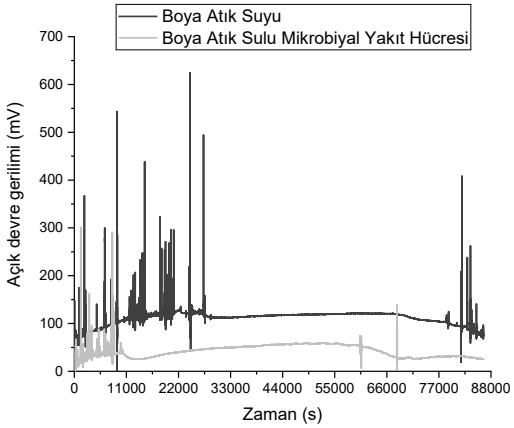
Mikrobiyal yakıt hücresi reaktörü olarak cam kap kullanılmıştır. Anot ve katot elektrot olarak grafit elektrotlar silindir şeklinde kullanılmıştır. Grafit elektrotlar, mikrobiyal yakıt hüresindeki mikroorganizmaların aktivitelerini sürdürerek biyofilm oluşturmasına olanak tanıyan inert melzemeler olduğu için tercih edilmiştir (Erensoy and Çek, 2018).
Mikrobiyal yakıt hücresinin organik madde kaynağı (substrat) olarak bir tekstil fabrikasının boya atık suları tercih edilmiştir.
Mikrobiyal yakıt hücresinin katalizörü olarak görev yapması ve elektrokimyasal süreçlerin yürütülmesi için gereken mikroorganizma kaynağı olarak Ankara'dan alınan doğal toprak kullanılmıştır.
Mikrobiyal yakıt hücresini elektriksel performansı, potansiyostat/galvanostat (Ivium Vertex, 1 A, Hollanda) cihazı kullanılarak tespit edilmiştir.
Etil alkol (Feb Isı Teknolojileri Enerji San. Ltd. Şti., Ankara) ve saf su (Feb Isı Teknolojileri Enerji San. Ltd. Şti., Ankara) malzemeleri kirleticilerden temizlemek için kullanılmıştır.

Yöntem

Bu çalışma kapsamında yapılan deneyler, 25±2°C sıcaklıkta laboratuvar koşullarında gerçekleştirilmiştir.
Cam kap içerisine öncelikle, 100 mililitre (mL) hacminde boya atık suyu konulmuştur. Boya atık suyu bu çalışmadaki mikrobiyal yakıt hücresi için organik madde kaynağı (substrat) olarak görev yapması amacıyla kullanılmıştır.
Grafit elektrotlar yüzeylerindeki çeşitli kirleticilerin giderilmesi amacıyla önce etil alkol ile ardından saf su ile yıkanmış ve oda sıcaklığında kurutulmuştur. Ardından, cam kap içerisine anot ve katot elektrot olarak grafit elektrotlar daldırılmıştır.
Boya atık suyu ve grafit elektrotlardan oluşan bir sistem kontrol numunesi olarak kurulmuştur. Buradaki amaç boya atık suyunun tek başına elektrik üretim performansını görmektir.
Sonra, mikrobiyal aktivitenin başlaması ve devam etmesi gayesiyle doğal toprak (1 gr) doğrudan boya atık suyunun içerisine ilave edilmiştir. Toprak, aşılanmış bakterileri içeren ve organik maddeye kolaylıkla ilave edilebilen bir malzemedir. İlaveten, toprak, topraktan sağlanan aşılanmış bakteriler, bir matrisle birlikte kademeli olarak anot odasına akarak mikrobiyal yakıt hücresinin çalışmasını başlatmaktadır (Lu *vd*, 2020). Buradan hareketle bu çalışmada, toprak elektrokimyasal olarak aktif mikroorganizma kaynağı görevini görmesi amacıyla kullanılmıştır.
Hem kontrol numunesinin hem de boya substratlı, toprak mikroorganizması içeren mikrobiyal yakıt hücresinin ürettiği elektrik enerjisini belirleyebilmek için elektrokimyasal ölçümler gerçekleştirilmiştir. Bunun için öncelikle, açık devre voltajı ölçümleri potansiyostat/galvanostat cihazı kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Açık devre voltajının kararlı bir durum sergilemesinin ardından polarizasyon eğrileri doğrusal taramalı voltametri (DTV) tekniği kullanılarak potansiyostat/galvanostat cihazında gerçekleştirilmiştir. Bunun için potansiyostat/galvanostat cihazının çalışma elektrotu anoda, karşı ve referans elektrotları ise katota bağlanarak iki elektrotlu bir elektrokimyasal hücre yapılanması kurulmuştur. DTV, açık devre voltajı değerinden 0 volt değerine kadar 1 mV/s tarama hızı ile gerçekleştirilmiştir. Burada gerilim ve akım değerleri elde edilmiştir (Hidalgo *vd*, 2015).
Elde edilen akım değerlerinin elektrot geometrik yüzey alanına bölünmesiyle akım yoğunluğu değerleri elde edilmiştir. Akım yoğunluğu değerleri ile gerilim değerlerinin çarpımından güç yoğunluğu değerleri elde edilmiştir (Helder *vd*, 2012).

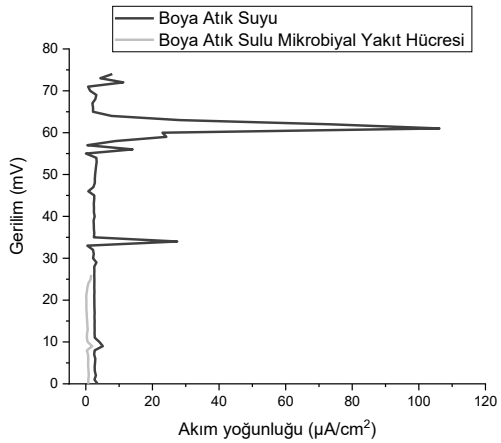
BULGULAR VE TARTIŞMA

Açık devre voltajı yaklaşık olarak mikobiyal yakıt hücresinin gerçek elektromotor kuvveti olarak alınabilir (Pei-Yuan and Zhong-Liang, 2010). Açık devre voltajı, harici bir yükten akan akım olmaksızın her iki elektrotun belirli bir potansiyel değeri sağlaması olarak da ifade edilir (Caizán-Juanarena *vd*, 2020). Şekil 1'de grafit elektrotlar içeren boyo atık suyu ve boya atık sulu mikrobiyal yakıt hücresi tarafından üretilen açık devre voltajı değerlerinin 24 saat boyunca yapılan ölçümleri verilmiştir. Boya atık suyu tarafından üretilen açık devre voltajı en yüksek 630 mV seviyelerine varmıştır. Boya atık suyu ilk 27500 saniye boyunca oldukça hızlı değişen açık devre voltajı sağlamıştır. Boya atık suyu yaklaşık olarak 27500 ila 81000 saniyeler arasında daha kararlı bir açık devre voltajı sağlamıştır. Buna ilaveten, 82000 saniyeden ölçümün sonuna kadar yine çok hızlı değişimler gösteren açık devre voltajı sağlamıştır. Boya atık suyunun sağladığı açık devre voltajı genellikle oldukça hızlı değişimler gösterdiğinen kararlı veya istikrarlı olarak ifade edilebilecek bir performans ortaya koyamamıştır. Boya atık sulu mikrobiyal yakıt hücresi tarafından üretilen açık devre voltajı 300 mV seviyelerine dayanmıştır. Bu mikrobiyal yakıt hücresi tarafından üretilen açık devre voltajı yaklaşık olarak ilk 11000 saniye boyunca hızlı değişimler göstermiştir. Bu sürenin ardından nadiren hızlı değişimler göstermiş ve açık devre voltajı ölçümününün sonuna kadar boya atık suyuna kıyasla daha kararlı bir durum sergilemiştir.
Boya atık sulu mikrobiyal yakıt hücresi tarafından üretilen kararlı açık devre voltajı, mikrobiyal yakıt hücresine ilave edilen doğal toprak sayesinde mikroorganizmaların elektrokimyasal olarak faaliyet göstermesine bağlı olarak olgunlaşmış biyofilm kanıtı olarak gösterilmektedir (Simeon *vd*, 2022).



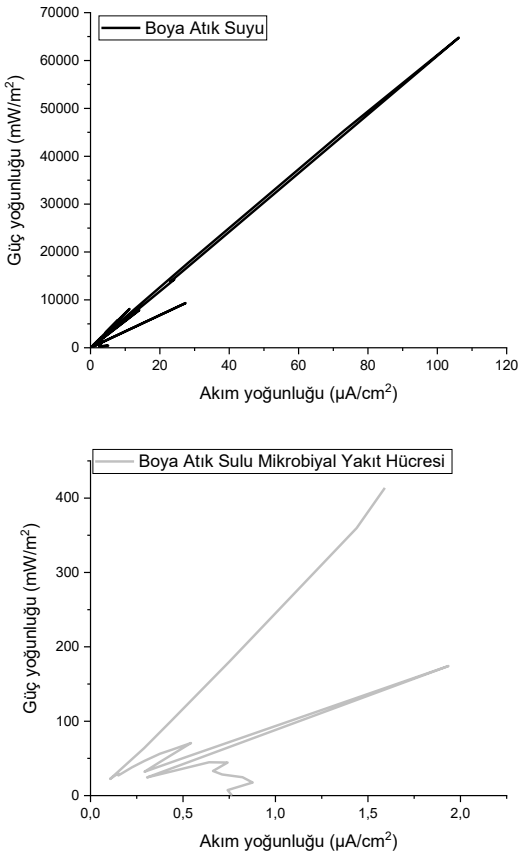
Şekil 1. Boya atık suyu ve Boya atık sulu mikrobiyal yakıt hücresinin açık devre voltajları.

Boya atık suyu ve boyo atık sulu mikrobiyal yakıt hücresi tarafından üretilen güç yoğunluğunu anlayabilmek için DTV testi sayesinde kutuplaşma eğrileri ortaya çıkarılmıştır. Burada akım değerinin elektrot yüzey alanına bölünemesiyle akım yoğunluğu elde edilmiştir. Şekil 2, boya atık suyu ve boya atık sulu mikrobiyal yakıt hücresinin kutuplaşma eğrilerini göstermektedir. Burada görüleceği üzere, boya atık suyu daha yüksek değerlerde gerilim ve akım yoğunluğu sağlamıştır. Bu durum, toprak ilavesi nedeniyle boya atık sulu mikrobiyal yakıt hücresinin anot elektrotunda oluşan mikroorganizmalardan oluşan biyofilmin, organik madde olan boya atık suyundan anot elektrota daha az elektron aktarımı yapması nedeniyle ortaya çıkmış olabilir (Ye *vd*, 2014). İlaveten, gerilime karşı akım yoğunluğu değerleri çoğunlukla dikey bir şekile yakın bir halde düşüş sergilemiştir. Bu, muhtemelen anot elektrot yüzeyinde oluşan biyofilmde mikroorganizma yoğunluğundaki azalıştan kaynaklanmıştır. Böylece biyofilmin anot elektrota elektron transferine yardımcı olabilecek mikroorganizmaların etkinliği azalmış olabilir (Islam *vd*, 2019)



Şekil 2. Boya atık suyu ve Boya atık sulu mikrobiyal yakıt hücresinin kutuplaşma eğrileri.

Boya atık suyu ve boya atık sulu mikrobiyal yakıt hücresinin güç yoğunluğu eğrilerini Şekil 3'te verilmiştir. Burada görüleceği üzere, boya atık suyundan sağlanan güç yoğunluğu 64771 mW/m^2 değerlerine varmıştır. Boya atık sulu mikrobiyal yakıt hücresi tarafından üretilen en yüksek güç yoğunluğu 413 mW/m^2 değerlerindedir. Boya atık suyundan daha yüksek değerlerde güç yoğunluğu elde edilemesi boya atık suyunun içerisinde çeşitli mikroorganizmaların olduğunu ve bunların elektrokimyasal olarak doğal toprak mikroorganizmalarına kıyasla daha etkin olduğunu düşündürmektedir. Toprak ilavesi sonucu ortaya çıkan boya atık sulu mikrobiyal yakıt hücresi tarafından üretilen güç yoğunluğunun daha düşük değerlerde olması buradaki mikroorganizmaların elektrokimyasal olarak daha az etkin olması ve anot elektrot yüzeyinde oluşan biyofilmin daha az etkin olduğunun bir göstergesi olarak düşünülmektedir (Ye *vd*, 2014; Islam *vd*, 2019). Özellikle anot elektrot yüzeyinde mevcut olan ölü hücre sayısı canlı hücreleri aştığında güç yoğunluğunun dolayısıyla mikrobiyal yakıt hücresi performansınını keskin bir şekilde düşmeye başladığı bilinmektedir. Bu nedenle, kararlı güç yoğunluğu üretimi elde edilebilmesi için elektrokimyasal olarak etkili biyofilm oluşturulmasına gereksinim vardır. Bununla birlikte, toprak içeren boya atık sulu mikrobiyal yakıt hücresinde daha düşük güç üretimi elektrot kirlenmesi, katalizör inaktivasyonu, substrat tükenmesi ve aşırı biyofilm büyümesi gibi faktörlerden de kaynaklanıyor olabilir (Islam *vd*, 2019). Bunu anlamak için boya atık suyunda biyofilim ve mikroorganizma türleri hakkında çalışmalar yapılması faydalı olabilir.



Şekil 3. Boya atık suyu ve Boya atık sulu mikrobiyal yakıt hücresinin güç yoğunluğu eğrileri.

Bu çalışmada üretilen güç yoğunluğu ile önceki çalışmalarda bildirilen güç yoğunlukları Tablo 1'de kıyaslanmıştır.

Tablo 1. Bu çalışmada elde edilen güç yoğunluğu değerlerinin boya atık suyu içeren mikrobiyal yakıt hücresi çalışmaları ile kıyaslanması.

Mikrobiyal yakıt hücresi organik madde kaynağı	En yüksek Güç yoğunluğu (mW/m^2)	Kaynak
Boya atı ksuyu	0,47	Sonu *vd*, 2020
Boya atık suyu	207,74	Lai *vd*, 2017
Boya atık suyu	413	Bu çalışma
Boya atık suyu	64771	Bu çalışma

Doğal toprak ilavesi sonucu oluşturulan boya atık sulu mikrobiyal yakıt hücresinin sadece boya atık suyu ve grafit elektrotlardan oluşan sisteme göre daha yüksek değerlerde güç yoğunluğu sağlaması beklenmekte idi. Lakin elde edilen sonuç bunun tam tersi olmuştur. Bunun sebebini anlamak için öncelikle, Boya atık sularının mikrobiyal yakıt hücrelerinde daha etkin bir şekilde kullanımını sağlamak için öncelikle onların mikrobiyal popülasyonunun ortaya çıkarılması gerektiğine inanılmaktadır.

SONUÇ

Bu çalışmada, çok ciddi seviyelerde çevresel hasara neden olan yüksek kimyasal oksijen ihtiyacı, bulanıklık, organik madde, askıda katı maddeler ve ağır metaller barındıran atık su örneklerinden birisi olan boya atık sularının mikrobiyal yakıt hücreleri vasıtasıyla elektrik üretiminde kullanılması ele alınmıştır. Boya atık sularının bu şekilde değerlendirilmesi biyoekonomi uygulamaları için önemli bir temel teşkil edebilir.

Mikrobiyal yakıt hücresi için boya atık suyunun kullanımı ile tasarlanan mikrobiyal yakıt hücresinde, açık devre voltajı ve güç yoğunluğu üretiminde ciddi dalgalanmalar görülmüştür. Bunlar, kaçınılmaz olarak performans bozulmasına yol açmaktadırlar. Elektrokimyasal olarak aktif olmayan biyofilm oluşumu, mikrobiyal yakıt hücresi performansındaki düşüşten sorumlu olan en büyük iç etkenlerden birisi olarak dikkat çkmiştir. Bu nedenle, biyofilm içindeki etkili mikroorganizmaların etkinliğini artırmak, boya atık suyu içeren mikrobiyal yakıt hücrelerinde güç üretimi sırasındaki dalgalanmaları azaltmak için çok önemli hale gelebilir.

Boya atık suları mikrobiyal yakıt hücrelerinin yüksek değerlerde elektriksel güç yoğunluğu üretmeleri için büyük potansiyel sunmaktadır. Kararlı güç üretiminin, mikrobiyal yakıt hücresinin pratik uygulamalarda kullanılması için önemli bir gereklilik olduğu gerçeği dikkate alındığında doğru mikroorganizmanın kullanımı ile birlikte boya atık sulu mikrobiyal yakıt hücresinin daha kararlı ve etkin bir şekilde güç yoğunluğu sağlayacağı öngörülmektedir. Bunun için araştırma ve geliştirme çalışmalarının yapılması ve sürdürülmesi tavsiye edilmektedir.

TEŞEKKÜR

Test imkanı sağladıkları için Karabük Demir Çelik Sanayi ve Ticaret A. Ş. (KARDEMİR) İleri Teknolojiler Araştırma ve Mühendislik Merkezine teşekkür ederiz.

KAYNAKLAR

Bhaduri S. and Behera M., 2024, From single-chamber to multi-anodic microbial fuel cells: A review, *Journal of Environmental Management*, 355, 120465.

Caizán-Juanarena L., Borsje C., Sleutels T., Yntema D., Santoro C., Ieropoulos I., Soavi F., ter Heijne A., 2020, Combination of bioelectrochemical systems and electrochemical capacitors: Principles, analysis and opportunities, *Biotechnology Advances*, 39, 107456.

Chen T., Zou C., Pan J., Wang M., Qiao L., Wang F., Zhao Q., Cheng H., Ding, C., Yuan, Y., 2022, Mapping Research on Microbial Fuel Cells in Wastewater Treatment: A Co-Citation Analysis, *Processes*, 10, 179.

Choudhury P., Uday U. S. P., Mahata N., Tiwari O. N., Ray R. N., Bandyopadhyay T. K., Bhunia B., 2017, Performance improvement of microbial fuel cells for waste water treatment along with value addition: A review on past achievements and recent perspectives, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 79, 372-389.

De La Cruz-Noriega M., Benites, S. M., Rojas-Flores S., Otiniano, N. M., Sabogal Vargas, A. M., Alfaro, R., Cabanillas-Chirinos, L., Rojas-Villacorta, W., Nazario-Naveda, R., Delfín-Narciso, D., 2023, Use of Wastewater and Electrogenic Bacteria to Generate Eco-Friendly Electricity through Microbial Fuel Cells, *Sustainability*, 15, 10640.

Erensoy A. and Çek N., 2018, Alternative Biofuel Materials for Microbial Fuel Cells from Poplar Wood, *ChemistrySelect*, 13, 11251-11257.

Erensoy A. and Çek N., 2021, Investigation of Polymer Biofilm Formation on Titanium-Based Anode Surface in Microbial Fuel Cells with Poplar Substrate, *Polymers*, 13, 1833.

Farahani H., Haghighi M.; Behvand Usefi M. M., Ghasemi M., 2024, Overview of Sustainable Water Treatment Using Microbial Fuel Cells and Microbial Desalination Cells, *Sustainability*, 16, 10458.

Goswami R. and Mishra V. K., 2018, A review of design, operational conditions and applications of microbial fuel cells, *Biofuels*, 9, 203-220.

He L., Du P., Chen Y., Lu H., Chneg X., Chang B., Wang Z., 2017, Advances in microbial fuel cells for wastewater treatment, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 71, 388-403.

Helder M., Strik D. P., Hamelers H. V., Buisman C. J. N., 2012, The flat-plate plant-microbial fuel cell: the effect of a new design on internal resistances, *Biotechnol Biofuels*, 5, 70.

Hidalgo D., Sacco A., Hernández S., Tommasi T., 2015. Electrochemical and impedance characterization of Microbial Fuel Cells based on 2D and 3D anodic electrodes working with seawater microorganisms under continuous operation, *Bioresource Technology*, 195, 139-146

Khandaker S., Das S., Hossain, Md. T., Islam A., Miah M. R., Awual Md. R., 2021, Sustainable approach for wastewater treatment using microbial fuel cells and green energy generation – A comprehensive review, *Journal of Molecular Liquids*, 344, 117795.

Koleva R., Peeva G., Yemendzhiev H., Nenov V., 2022, Potential Use of Microbial Fuel Cell Technology in Wastewater Treatment, *Processes*, 10, 486.

Lai C.-Y., Liu S.-H., Wu G.-P., Lin C.-W., 2017. Enhanced bio-decolorization of acid orange 7 and electricity generation in microbial fuel cells with superabsorbent-containing membrane and laccase-based bio-cathode, *Journal of Cleaner Production*, 166, 381-386.

Lu H., Yu Y., Xi H., Zhou Y., Wang C., 2020. A quick start method for microbial fuel cells, *Chemosphere*, 259, 127323.

Malik S., Kishore S., Dhasmana A., Kumari P., Mitra T., Chaudhary V., Kumari R., Bora J., Ranjan A., Minkina T., Rajput, V. D., 2023, A Perspective Review on Microbial Fuel Cells in Treatment and Product Recovery from Wastewater, *Water*, 15, 316.

Meylani V., Surahman E., Fudholi A., Almalki W. H., Ilyas N., Sayyed R. Z., 2023, Biodiversity in microbial fuel cells: Review of a promising technology for wastewater treatment, *Journal of Environmental Chemical Engineering*, 11, 109503.

Pei-Yuan Z. and Zhong-Liang L., 2010. Experimental study of the microbial fuel cell internal resistance, *Journal of Power Sources*, 195, 8013-8018.

Sharma A., Đelević L., Herkendell K., 2024, Next-Generation Proton-Exchange Membranes in Microbial Fuel Cells: Overcoming Nafion's Limitations, *Energy Technology*, 12, 2301346.

Simeon I. M., Weig A., Freitag R., 2022, Optimization of soil microbial fuel cell for sustainable bio-electricity production: combined effects of electrode material, electrode spacing, and substrate feeding frequency on power generation and microbial community diversity, *Biotechnol Biofuels*, 15, 124.

Sonu K., Syed Z., Sogani M., 2020, Up-scaling microbial fuel cell systems for the treatment of real textile dye wastewater and bioelectricity recovery. *International Journal of Environmental Studies*, 77, 692-702.

Ye D., Jin P., Li J., Zhu X., Liao Q., 2014, Effect of inert particle concentration on the operation of a microbial fuel cell, *International Journal of Hydrogen Energy*, 39, 19355-19360.

ENERJİ VERİMLİ, YENİLİKÇİ, ENDÜSTRİYEL ÇİFT CİDARLI DAVLUMBAZIN SAYISAL VE DENEYSEL ANALİZİ VE TERMOEKONOMİK OPTİMİZASYONU

Levent ÇOLAK*, Selin SAAT, Muhammed Süleyman ÖZKAN*****
*Başkent Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü,
Bağlıca Kampüsü, Eskişehir Yolu 18.km, 06790 Etimesgut/ANKARA lcolak@baskent.edu.tr
**Başkent Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü,
Bağlıca Kampüsü, Eskişehir Yolu 18.km, 06790 Etimesgut/ANKARA 22097101@mail.baskent.edu.tr
*** Başkent Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü,
Bağlıca Kampüsü, Eskişehir Yolu 18.km, 06790 Etimesgut/ANKARA 22096963@mail.baskent.edu.tr

Özet: Çalışmanın temel amacı, sanayide kaplama işlemleri sırasında açığa çıkan insan sağlığına zararlı gaz ve partikülleri çalışma ortamından uzaklaştırmak ve üretilen ürünün yüksek kalitede olmasını sağlayacak koşulları sağlamaktır. Bu uzaklaştırma işlemi hem üflemeli hem de emişli çift cidarlı bir hava perdeli davlumbaz tasarımı ile gerçekleştirilecektir. Emme işlemi ile açığa çıkan zararlı gazlar ve partiküller ortamdan emilecek, eş zamanlı üfleme işlemi ile oluşturulan hava perdesi ile açığa çıkan zararlı gazların ve partiküllerin çalışma ortamına yayılması engellenecektir. Bu amaç doğrultusunda çalışmanın sanayi ortağı ÜNTES direktifleriyle CAD programı kullanılarak çift cidarlı davlumbaz tasarımı yapılmıştır. Bu tasarım hem deneysel hem de bilgisayar ortamında simüle edilerek test edilmiştir. Bilgisayar ortamında HAD analizleri yapılmıştır. ÜNTES fabrikasında test düzeneği kurulup davlumbazın çalışma prensipleri incelenmiştir. Bu çalışmalar sonucunda davlumbaz tasarımı ve sınır koşulları üzerinde yapılabilecek iyileştirmeler saptanmıştır.
Anahtar Kelimler: Çift Cidarlı Davlumbaz, Hava Perdesi, HAD Analizi, Termoekonomik Optimizasyon

NUMERICAL AND EXPERIMENTAL ANALYSIS AND THERMOECONOMIC OPTIMIZATION OF AN ENERGY EFFICIENT, INNOVATIVE, INDUSTRIAL DOUBLE WALLED PADDLE BOX

Abstract: The main objective of the study is to remove gases and particles harmful to human health released during coating processes in the industry from the working environment and to provide conditions to ensure the high quality of the manufactured product. This removal process will be realized by the design of a double walled air curtain hood with both blowing and suction. The harmful gases and particles released will be sucked out of the environment by the suction process, and the harmful gases and particles released by the air curtain created by the simultaneous blowing process will be prevented from spreading into the working environment. In line with this objective, a double-walled hood design was created using CAD software in accordance with the directives of the industrial partner ÜNTES. This design was tested both experimentally and through computer simulation. HAD analyses were performed in a computer environment. A test setup was established at the ÜNTES factory to examine the operating principles of the hood. As a result of these studies, improvements that could be made to the hood design and boundary conditions were identified.
Keywords: Double Wall Hood, Air Curtain, CFD Analysis, Thermoeconomic Optimization

GİRİŞ

Krom kaplama ve galvanizleme gibi işlemlerin gerçekleştirildiği sektördeki birçok firmada, bu işlemler sırasında ortaya çıkan kirletici gazların bertaraf edilmesi önemli bir gereklilik olarak kabul edilmektedir. Bu gerekliliklerin yeterince karşılanmaması durumunda insan sağlığını tehdit eden koşullar oluşmakta, aşırı enerji tüketimi nedeniyle üretim maliyetleri artmakta ve bu da firmaların rekabet gücünü azaltmaktadır. Ayrıca bu tür tesislerde kaplanacak malzeme ve ürünlerin köprülü vinçlerle indirilmesi, kaldırılması ve kaplama havuzuna taşınması gerektiğinden, bu işlemlerin gerçekleştiği havuz veya tankın hemen üstünden emiş yapılamamaktadır. En az 5 veya 6 metre yukarıdan yapılan emişlerde, kirletici gazların yükseldikçe tesis içinde yayılmasını önlemek için yenilikçi teknolojilerin kullanılması gerekmektedir.

Krom kaplama tesislerinde yukarıda bahsedilen sorunların en verimli ve ekonomik şekilde çözülmesi ihtiyacı bu çalışmanın başlatılmasına neden olmuştur. Bu çalışmada, TÜBİTAK 2209 B desteği ile çalışmanın endüstriyel ortağı Üntes A.Ş. işbirliğinde çift cidarlı bir davlumbaz sisteminin tasarlanması ve bu sistemin optimum çalışma koşullarının belirlenerek ilgili kaplama tesisinin en verimli, temiz ve ekonomik şekilde çalışmasının sağlanması amaçlanmıştır. Çalışmanın çözüm bulacağı sorunlar ele alındığında yalnızca kaplama tesislerinde değil endüstiriyel mutfaklarda, gıda fabriklarındaki işlemler için de kullanıma uygun bir tasarım elde edilmiş olacaktır.

Endüstriyel tesislerdeki bazı proseslerde ortama yayılan insan sağlığına zararlı gazların, tesis içinde hareket eden gezer vinçlerin üzerinden güvenilir ve etkin biçimde aspirasyonu için, emiş davlumbazının kenarlarından aşağı doğru üfleme yapan hava perdesi sistemine ihtiyaç duyulmaktadır. Bu tür uygulamalarda, enerji verimliliğinin sağlanması da büyük önem arz etmekte olup, emiş ve üfleme debi ve hızlarının sayısal analizlerle optimize edilmesi gerekmektedir.

Hava perdesi entegreli çift cidarlı davlumbazın kullanılması ile zararlı gazların ortama yayılmadan bertarafının sağlanması ile tesiste çalışan personelin toksik veya tehlikeli emisyonlara maruz kalmasını engelleyerek, iç ortam hava kalitesinin artmasını da sağlamaktadır.

Literatür Araştırması

Çalışmanın literatür taraması kapsamında ilk olarak Push-Pull sistemi ile ilgili bilimsel çalışmalar incelenmiştir. Huebener, D. J. & Hughes, R. T. (1985)'e göre, bu havalandırma sistemlerinin iş yerlerinde kullanılmasının enerji tasarrufuna katkıda bulunduğu belirtilmiştir. Çalışmada ayrıca açık yüzey tank operasyonları gibi uygulamalar için önerilen itme ve çekme hava akış oranları da sunulmuştur.

Betta V., ve arkadaşları tarafından yapılan çalışmada, itme-çekme sistemi performansının hesaplamalı akışkanlar dinamiği (HAD) analizi gerçekleştirilmiştir. Bu çalışmada, itme-çekme havalandırma sisteminin hız alanlarını ve kirletici partikülleri yakalama verimliliğini analiz etmek için hesaplamalı akışkanlar dinamiği (HAD) modellemesi kullanılmıştır. Sistemin performansı hem engellerin varlığında hem de yokluğunda değerlendirilmiştir. Özellikle, sistem geometrisinin performans üzerindeki etkileri vurgulanmıştır.

Kim, Y.-S., Walker, I. S. ve Delp, W. W. tarafından yapılan çalışmada, ev tipi mutfak havalandırma sisteminin standartlaştırılmış yakalama yöntemi incelenmiştir. Çalışmada ayrıca, Push-Pull sisteminin farklı ortamlarda kullanılabilirliği üzerine araştırmalar da yer almıştır.

Bhaskar Dixit, C.S. & Mukunda, H.S. (2023) tarafından yapılan çalışmada, çift cidarlı davlumbazların özellikle yüksek sıcaklıklarda çalışan endüstriyel ortamlarda verimliliği ve soğutma performansını artırmak için tasarlandığı görülmüştür. Bu çalışmada, yangın tesislerinde kullanılan gözenekli çift cidarlı bir tasarım incelenmiştir. Doğal konveksiyonun ağır ve enerji tüketen gaz tahliye ekipmanlarına olan ihtiyacı azalttığı ve ortam sıcaklıklarını 100°C'nin altında tuttuğu tespit edilmiştir. Bu durumun, yangın test laboratuvarlarında ve benzer endüstriyel ortamlarda enerji verimliliğini sağladığı ve yapısal güvenliği artırdığı tespit edilmiştir.

Huang, J. ve arkadaşları tarafından yapılan çalışmada (2024), yüksek sıcaklıktaki bileşenlerde (örneğin türbin kanatları) kullanılan çift duvarlı soğutma yapılarında derin öğrenme modelleri ile 3B sıcaklık alanlarının tahmin edilmesine odaklanılmıştır. Bu yaklaşımın, mekanik stresi azaltarak endüstriyel bileşenlerin ömrünü uzatma potansiyeline sahip olduğu bulunmuştur.

Doğu Klima firması tarafından yürütülen faaliyetler mutfak havalandırmasında enerji verimliliğinin artırılmasına odaklanmıştır. Doğu Klima, 2005 yılında başladığı Ar-Ge çalışmalarıyla bu alandaki öncülerden biri olarak kabul edilmektedir. Firma tarafından geliştirilen hava perdeli, kendinden yıkamalı ve enerji tasarruflu davlumbaz tasarımı, sektörde egzoz debisini VDI 2052 standardına göre hesaplayan ilk mutfak havalandırma sistemi olmuştur.

Kavas tarafından TESKON'da yayınlanan bir makalede, endüstriyel mutfaklarda çift cidarlı davlumbaz sistemlerinin kullanılmasının enerji verimliliği üzerindeki etkisi incelenmiştir. Bu çalışmada, çift cidarlı davlumbazlar kullanılarak iklimlendirme için harcanan enerjinin %38,7'sinden tasarruf edilebileceği sonucuna varılmıştır. Fanların tükettiği enerji dikkate alındığında, tasarruf oranı çift cidarlı davlumbazlar için %27, ısı geri kazanım cihazı ile birlikte kullanıldığında ise %34,3 olarak bulunmuştur.

Piyasadaki en verimli çift cidarlı davlumbaz modelleri incelendiğinde, Labconco ve Quest Scientific Technologies öne çıkmaktadır. Labconco'nun Protector XStream modeli, düşük yüzey hızlarında (60 fpm) çalışarak enerji tüketimini azaltmak üzere tasarlanmıştır ve otomatik hız ayarı gibi güvenliği artıran özellikler sunmaktadır. Quest Scientific Technologies'in QFH-3D ve QFH6D modelleri, kimyasallara dayanıklı malzemeler, UV lambalarıyla sterilizasyon ve üstün koruma sağlayan bölme tasarımı gibi özellikler sunar. Her iki şirketin ürünleri ISO ve CE sertifikalıdır ve uluslararası standartlara uygun güvenilir laboratuvar çözümleri sunar.

Duman davlumbazının bir başka örneği olan Freshweld kaynak davlumbazları, mobil yapıları sayesinde kullanıcıların çalışma alanlarına göre kolayca yer değiştirebilmeleri için tasarlanmıştır. Ayrıca, mevcut yapıyı değiştirmeden alternatif filtre seçenekleri

eklenerek uygulama esnekliği sağlanır ve kaynak işlemleri sırasında ortaya çıkan tehlikeli dumanları güvenlik açısından etkili bir şekilde kontrol eden yıkanabilir alüminyum ön filtreleme sistemi ile yangın riski azaltılır. Yüksek hava akış kapasitelerine (850 m³/saat - 1.000 m³/saat) sahip bu sistemlerin çalışma verimliliğini artırdığı görülmüştür.

Eneko tarafından üretilen davlumbazlar, çatı tipi kompakt tasarımları, plaka ısı geri kazanım sistemleri ve frekans kontrollü fanları ile öne çıkmaktadır. Bu sistemler, enerji tüketimini azaltarak işletme maliyetlerinde önemli ölçüde %10'luk bir azalma sağlar. Eneko'nun çift cidarlı yapısı, %30'a varan enerji tasarrufu sağlar ve toplam hava akış hızında %80'e varan azalma sunar. Ayrıca, bu davlumbazlara uzaktan izleme ve gelişmiş otomasyon sistemleri entegre edilmiştir, böylece kullanıcılar performansı kolayca izleyebilir.

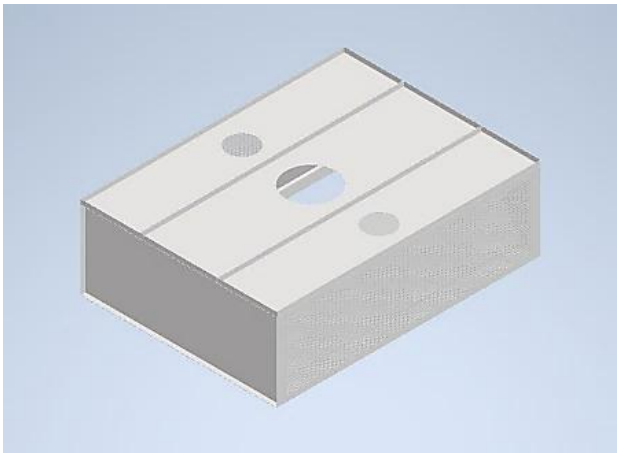
Bu çalışmada, davlumbaz literatüründeki kritik bir boşluğu gideren yenilikçi bir hava perdeli davlumbaz tasarımı sunuyoruz. Geleneksel davlumbazlar esas olarak merkezi emişe dayanarak insan sağlığına zararlı gazları uzaklaştırmaya odaklanırken, bizim yaklaşımımız yan taraflardan üflenen hava ile bir hava perdesi oluşturmakta ve bu kirleticilerin çevreye yayılmasını etkili bir şekilde engellemektedir. Bu konfigürasyon, hava akışı dinamiklerini bozmadan yakalama verimliliğini artırarak, böyle bir hibrit sistemin ilk bildirilen uygulaması olma özelliğini taşımaktadır. Geleneksel yöntemlere kıyasla kaçak emisyonları daha etkili bir şekilde azaltan tasarımımız, iç hava kalitesinin önemli ölçüde iyileştirilmesine katkıda bulunmakta ve uyarlanabilir havalandırma teknolojileri alanında gelecekteki araştırmaların önünü açmaktadır.

MATERYAL VE METHOD

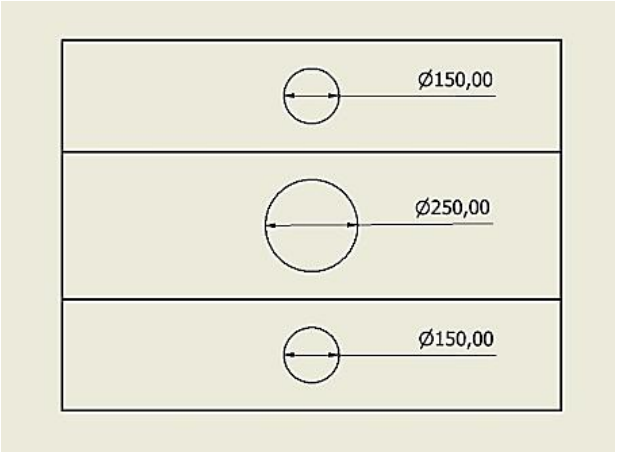
Sistem Tasarımı

ÜNTES tarafından verilen ön bilgiler doğrultusunda tasarımı yapılan davlumbazın uzunluğu 1500 mm, genişliği 1000 mm ve yüksekliği 500 mm'dir. Davlumbazda 1 adet emiş menfezi ve 2 adet üfleme menfezi bulunmaktadır. Emiş menfezinin çapı 250 mm olup, üfleme menfezlerinin çapları ise 150 mm'dir. Üflenen havanın içerisinden geçeceği, davlumbazın yan ve alt kısımlarındaki küçük deliklerin çapları 5 mm'dir.

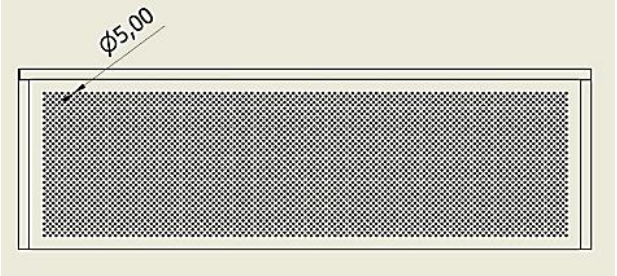
Tasarımı yapılan davlumbazın görüntüleri aşağıda verilmiştir.



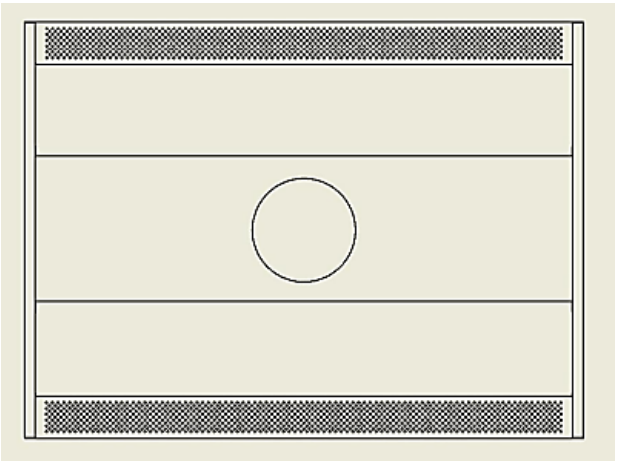
Şekil 1. Tasarımı yapılan davlumbazın görüntüsü.



Şekil 2. Tasarımı yapılan davlumbazın üstten görüntüsü.



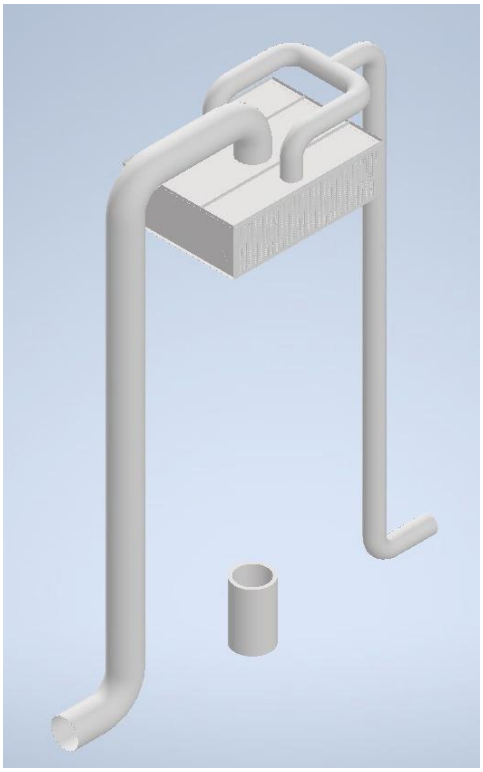
Şekil 3. Tasarımı yapılan davlumbazın yandan görüntüsü.



Şekil 4. Tasarımı yapılan davlumbazın alttan görüntüsü.

ÜNTES firmasında kurulan deney düzeneğinde, kanallara bağlanacak egzoz ve üfleme fanlarının, deneyin yapılacağı ortamda üst tarafa montajın mümkün olmaması nedeniyle hava kanalı bağlantısı ile zeminde konumlandırılmıştır. Düzenekte zararlı gazlar yerine bir tank içine ısı verilerek elde edilen su buharı kullanılmıştır. Kurulan deney düzeneği esas alınarak sayısal analizlere baz teşkil edecek matematiksel model oluşturulmuştur.

Tasarımı yapılan kanal sisteminin görüntüsü aşağıda verilmiştir.



Şekil 5. Sistemin kanal tasarımı.

Matematiksel Model

Sistem sınır koşulları sanayi ortağı ÜNTES tarafından verilen direktifler üzerine üfleme debisi 3200 m^3/h emiş debisi ise 4050 m^3/h olarak alınmıştır. Üfleme sıcaklığı yaklaşık 15 derece alınmıştır. Varildeki su buharı deney düzeneğinde fabrikadaki çıkan kirletici gazları temsilen kullanılmıştır ve sıcaklığı 50 derece olarak belirlenmiştir.

Matematiksel modelde emilen su buharının debisi 4050 m3/h, üflenen havanın debisi ise 3200 m^3/h olarak belirlendikten sonra fanlardaki basınç düşüşleri ve fanların güçleri hesaplanmıştır.

Üfleme fanı değerleri aşağıda verilmiştir.

Debi = 3200 m^3/h
Kanal Uzunluğu = 7.4 metre
Kanal Çapı = 200 mm
Dirsek Sayısı = 6 (90°)
T tipi Dirsek Sayısı = 1
Toplam Dirsek Sayısı = 7
Fan Verimi = % 65
Sürtünme Faktörü = 0.02

Üfleme fanı hesaplamalarında kullanılan denklemler aşağıda verilmiştir.

$$A = \pi r^2 \quad (1)$$

$$v = \frac{Q}{A} \quad (2)$$

$$\Delta P_{friction} = f \frac{L}{D} \frac{pv^2}{2} \quad (3)$$

$$\Delta P_{elbow} = K \frac{pv^2}{2} \quad (4)$$

$$Power = \frac{Q\Delta P}{\eta} \quad (5)$$

Üst kısımda görülen eşitliklerde üfleme deliği yarıçapı, kanal uzunluğu, debi

Hesaplamalar yapılarak üfleme fanındaki toplam basınç düşümü 9187 Pa, güç ise 12.6 kW olarak bulunmuştur. Hesaplamada bağımsız değişken üfleme debisi bağımlı değişken ise üfleme fanı basınç düşümü ve üfleme fanı gücüdür.

Egzoz fanı değerleri aşağıda verilmiştir.

Debi = 4050 m^3/h
Kanal Uzunluğu = 6.1 metre
Kanal Çapı = 250 mm
Dirsek Sayısı = 3 (90°)
Fan Verimi = % 65
Sürtünme Faktörü = 0.02

Üfleme fanı hesaplamaları kısmında bulunan formüller yardımıyla egzoz fanı hesaplamaları da yapılmıştır. Egzoz fanındaki toplam basınç düşümü 861.6 Pa, güç ise 1.5 kW olarak hesaplanmıştır. Hesaplamada bağımsız değişken egzoz debisi bağımlı değişken ise egzoz fanı basınç düşümü ve üfleme fanı gücüdür.

Sayısal analiz için kütle, momentum ve enerji korunumu denklemleri kullanılmıştır. Bu denklemler aşağıda verilmiştir.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v}) = 0 \quad (6)$$

$$\rho \left(\frac{\partial \mathbf{v}}{\partial t} + (\mathbf{v} \cdot \nabla)\mathbf{v} \right) = -\nabla p + \nabla \cdot \boldsymbol{\tau} + \rho \mathbf{f} \quad (7)$$

$$\frac{\partial (\rho e)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho e \mathbf{v}) = -\nabla \cdot (p\mathbf{v}) + \nabla \cdot (\boldsymbol{\tau} \cdot \mathbf{v}) - \nabla \cdot \mathbf{q} + \rho \mathbf{f} \cdot \mathbf{v} + \dot{q} \quad (8)$$

Kütle korunumu denklemindeki bağımlı parametreler yoğunluk ve hız iken, bağımsız parametre zamandır.

Momentum korunumu denklemindeki bağımlı parametreler hız ve basınç iken bağımsız parametre

zamandır. Viskozite ve dış kuvvet (yerçekim ivmesi g) sabittir.

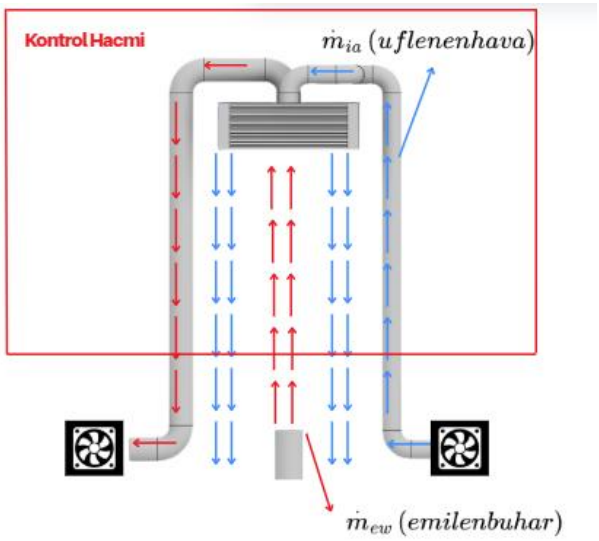
Enerji korunumu denklemindeki bağımlı parametreler toplam enerji, sıcaklık ve ısı akışı iken bağımsız parametre zamandır. Özgül ısı değerleri, termal iletkenlik katsayısı ve viskozite ise sabittir.

Ekserji Analizi

Çalışmada gerçekleştirilen genel ekserji analizinin temel amacı, sistemin çevresindeki ortamdan su buharı emiş kapasitesini ölçmektir. Bu bağlamda, ekserjetik verimlilik hesaplaması, bu amacın ne kadar etkin bir şekilde yerine getirildiğini değerlendirmeye odaklanmıştır.

Sisteme ekserji girdisi öncelikle fanların mekanik işinden kaynaklanır ve bunların enerjik katkısı ilgili ekserji değerleri aracılığıyla belirlenir. Ekserjetik verimlilik daha sonra su buharının uzaklaştırılmasıyla ilişkili faydalı ekserjinin fanlar tarafından sağlanan toplam ekserjiye oranı olarak ifade edilir. Bu formülasyon performansın anlamlı bir termodinamik göstergesini sunmakta olup girdi ekserjisinin amaçlanan fiziksel sonuca ne ölçüde dönüştürüldüğünü yansıtmaktadır.

Kontrol hacmin görüntüsü aşağıda verilmiştir.



Şekil 6. Kontrol Hacmi

Ekserji analizi için kullanılan denklemler aşağıda verilmiştir.

$$\frac{d\tilde{E}}{dt} = \int \left(1 - \frac{T_0}{T_b}\right)\delta\dot{Q} - \left[\dot{W}_{cv} - P_0\frac{dV}{dt}\right] + \sum \dot{m}_i \tilde{e}_{fi} - \sum \dot{m}_e \tilde{e}_{fe} - \tilde{E}_d \quad (9)$$

$$e_f = (h_i - h_e) - T_0\,(s_i - s_e) \quad (10)$$

$$\dot{W}_{cv} = \dot{W}_{fans}$$

$$\frac{d\tilde{E}}{dt} = \int \left(1 - \frac{T_0}{T_b}\right)\delta\dot{Q} - \left[\dot{W}_{cv} - P_0\frac{dV}{dt}\right] + \sum \dot{m}_i \tilde{e}_{fi} - \sum \dot{m}_e \tilde{e}_{fe} - \tilde{E}_d$$

$$\sum \dot{m}_i \tilde{e}_{fi} - \sum \dot{m}_e \tilde{e}_{fe} = \dot{m}_{air}\left(\tilde{e}_{fi} - \tilde{e}_{fe}\right) + \dot{m}_{vapor}\left(\tilde{e}_{fi} - \tilde{e}_{fe}\right) \quad (11)$$

$$\tilde{E}_d = \dot{W}_{fans} + m_{air}\left(\tilde{e}_{fi} - \tilde{e}_{fe}\right) + \dot{m}_{vapor}\left(\tilde{e}_{fi} - \tilde{e}_{fe}\right) \quad (12)$$

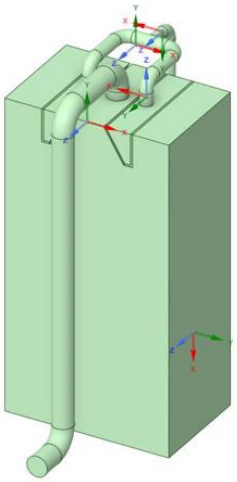
$$\varepsilon_f = \frac{\dot{m}_{vapor}\left(\tilde{e}_{fi} - \tilde{e}_{fe}\right)}{\dot{W}_{fans}} \quad (13)$$

Ekserji verimliliği hesaplamasında bağımsız parametreler emilen buharın kütlesel debisi ve fan gücüdür, bağımlı parametre ise ekserji verimliliğidir.

HAD Analizi

HAD analizlerinde, ilk olarak geometrinin akış hacmi çıkarılmıştır. Bu konuda elde edilecek veri setleri oluşturulmuştur. Analizin doğruluğu ve tekrarlanabilirliği için öncelikle delikli saclar modellenmiş ve içinden akan ana akışkan hacmi oluşturulmuştur. Daha sonra tüm bağlantılar teker teker kapatılmış ve içinden buhar hacmi çıkartılmıştır. Kenar bağlantıları bölünmüş kenarlar ile topolojik olarak ayarlanmıştır. Ana buhar fazındaki akışkan hacmi delikli levhalara ayrılmıştır. Daha sonra tüm temizlik yapılarak temizlenen geometrinin ağ ayarlamaları yapılmıştır.

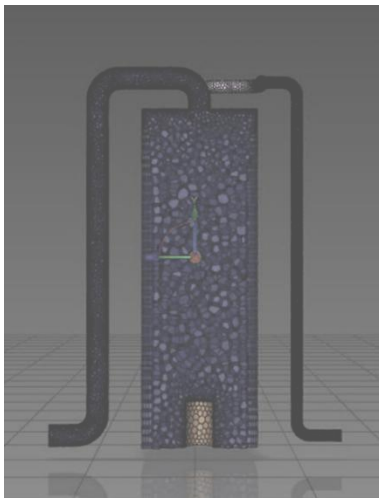
Temizlenmiş geometrinin görüntüsü aşağıda verilmiştir.



Şekil 7. Temizlenmiş Geometri.

Geometrinin karmaşıklığı, klasik çözümlere kıyasla nispeten büyük akış hacmi gerektirmesi, eleman sayısının fazla olması ve düğüm sayısındaki karmaşıklık nedeniyle çoklu ağ yapısı tercih edilmiştir. Çarpıklık değeri maksimum 0.72 olarak ayarlanmıştır. Ortalama çarpıklık değeri 0.3 ve eleman kalitesi değeri 0.84 olarak belirlenmiştir.

Akış hacminin ağ görüntüsü aşağıda verilmiştir.



Şekil 8. Akış Hacminin Ağ Görüntüsü.

Analizin temel amacı iki farklı akışkanın hava perdesi oluşturarak hacim içerisinde karışıp karışmadığını görmek ve karışım bölgesinde buhar fazındaki akışkanın geri dönüş miktarını bulmaktır. Bu doğrultuda temizlenen ve ağ atılan geometri için seçilen türbülans modeli k-omega SST'dir. Bu model çoklu fazlar arasındaki hız gradyanını çözdüğü için seçilmiştir.

Analiz düzeneğine göre buhar fazı 4050 m^3/h debide ve 50 derecede ortama salınacaktır. Aynı şekilde her iki taraftan üflenen perde havası da 3200 m^3/h debide ve 15 derecede aynı ortama enjekte edilecektir. Analizin bu aşamasında ANSYS Fluent'te hava-buhar fazları çoklu faz olarak tanımlanmıştır. Fazlar arası örtük (zamandan bağımsız courant numb imp) olarak çözülerek faz ayrımları dağınık ve keskin olarak ayarlanmıştır. 50 derecede hava ve buhar fazları arasındaki yüzey gerilme değeri 0.0679 N/m olup yüzey gerilmelerindeki etkileşim süreklilik esasına dayandığından yüzeyler arasındaki kuvvetler sürekli bir kuvvete maruz kalacak şekilde modellenmiştir.

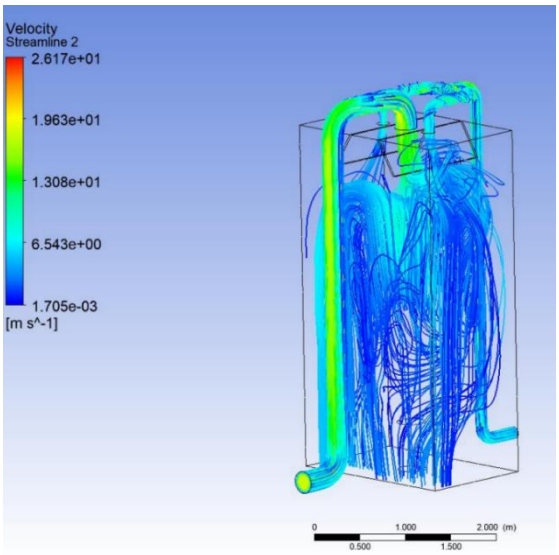
Modeller için hazırlanan analiz düzeneğinde sınır koşulları belirlenmiştir. Burada giriş ve çıkış koşullarında buhar fazının olduğu giriş yüzeyinin hacim fraksiyonu değeri 1 olarak seçilmiştir. Buhar fazının olmadığı diğer giriş yüzeylerinde ise hacim fraksiyonu değeri 0 olarak tanımlanmıştır. Burada en önemli kısım çıkış yüzeyleridir. Çıkış yüzeyleri tüm kontrol hacmi etrafında verilmiştir. Burada çıkan akışkanın geri dönüşündeki ayrık kesir değeri 0 olarak verilmiştir. Bu durumda içerideki buhar her etki alanını terk etmek istediğinde akış etki alanındaki miktar azalacaktır. Çünkü buhar fazı etki alanının tamamına ulaşmadan çıkış yüzeyinden çıkacak ve içeriye dönüşü ancak sistemde hava kalmadığında duracaktır. Geri akış değerinin 0 yapıldığı durumda buhar hava sürekli enjekte edilecek ve çıkıştaki miktar hacim olarak sabit kalmaya başladığında içerideki hava fraksiyonu miktarı, hacim fraksiyonu olarak etki alanı içerisinde ne kadar hava ve ne kadar buhar kaldığını söyleyebilecektir.

Analiz düzeneğinde hesaplanan bir diğer yapı ise gözenekli yapıdır. Yaklaşık olarak 5000'den fazla delik ve 1.2 mm et kalınlığına sahip 5000'den fazla akış alanı bulunmaktadır. Bu durum için analiz yapılması düşünülmüştür. Fakat ağ elemanı ve analiz süresi çok fazla olacağından başka bir yöntem olan gözenekli yapılar kullanılmıştır.

Son durumda, çözücü tipi çözüm yöntemleri seçilmiştir. Basınç hızı çözücüsü olarak birleştirilmiş birleşik çözücü seçilmiştir. Bunun nedeni, hava ve buhar fazının birlikte temas noktasındaki arayüzleri daha gerçekçi bir şekilde çözebilmesidir. Basınç çözücü olarak PRESTO yarı ampirik modeli ve faz çözücü olarak Compressive modeli seçilmiştir. Geri kalan tüm çözücü denklem setleri ikinci derece yaklaşımla çözülmüştür.

Şekil 8'de görüldüğü gibi, üflenen hava ve buhar fazı birbirini sönümlemiştir. Bu sönümleme perdeleme işleminin gerçekleştiğini göstermektedir. Havanın delikli sac tarafından üflenmesi sonucunda delikli sacların bulunduğu alanda geçirgenlik miktarı % 20 civarındadır. Bu durumda hava delikli saclar tarafından ciddi bir dirence maruz kalır. Direnci geçen hava hızını bir anda yaklaşık 4 kat artırır. Ancak yukarıdan gelen buhar ve türbülanslı akış delikli sacdan çıkan havayı askıya alır. Havanın sadece %20'si geçtiği ve geçen havanın bir kısmı sönümlendiği için çıkışa ulaşana kadar hız %80 oranında azalır.

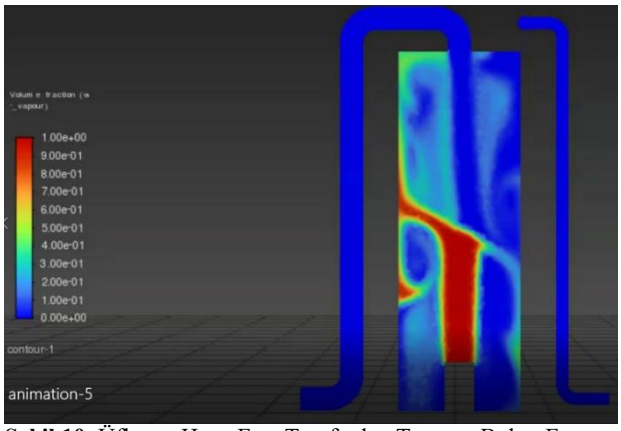
Akışkan hacminin akış çizgisi görüntüsü aşağıda verilmiştir.



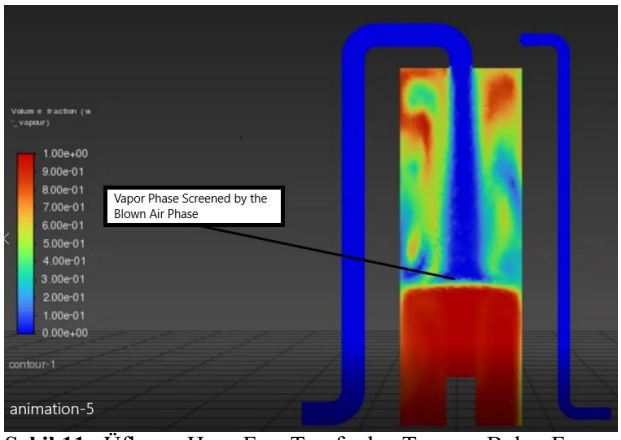
Şekil 9. Akışkan Hacminin Akış Çizgisi Görüntüsü

Buhar fazının akışkan hacmi içindeki durumunu gösteren simülasyon görüntüleri aşağıdaki şekillerde gösterilmiştir.

Üflenen hava fazı tarafından taranan buhar fazı görüntüleri aşağıda Şekil 10 ve Şekil 11'de verilmiştir.

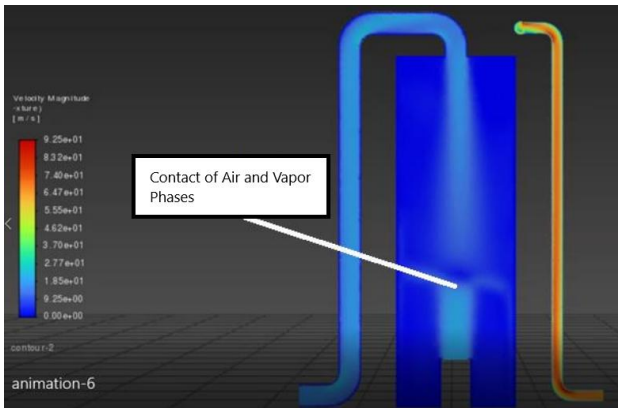


Şekil 10. Üflenen Hava Fazı Tarafından Taranan Buhar Fazı



Şekil 11. Üflenen Hava Fazı Tarafından Taranan Buhar Fazı

Etkileşim anında hava ve buhar fazının hız dağılımı görüntüsü aşağıda Şekil 12'de verilmiştir.



Şekil 12. Etkileşim Anında Hava ve Buhar Fazının Hız Dağılımı

Analizde, giriş ve çıkış akış hızları tüm sistem içinde korunmuştur. Ayrıca çıkış yüzeyindeki buhar fazının aktif değeri 0.90 olarak ölçülmüştür. Bu da bize buharın %90'ının uzaklaştırıldığını göstermektedir. Ayrıca porozite değerlerinde yapılacak iyileştirmeler ile bu oranın daha da artacağı öngörülmektedir.

Giriş kütle akışları, hacim fraksiyonu miktarları ve bölgesel hızların görüntüsü aşağıda Şekil 13'de verilmiştir.

mixture Area-Weighted Average Velocity Magnitude	[m/s]
inlet_left	18.1
inlet_right	66.96
inlet_vapour	21.18
outlet	2.4951199
pj_1	9.2284213
pj_2	6.9892842
Net	4.9449929

Şekil 13. Giriş Kütle Akışları, Hacim Fraksiyonu Miktarları ve Bölgesel Hızlar

Yukarıdaki şekilde de görüldüğü üzere 66 m/s ile giren akışkan hava delikli sac yüzeyinden geçerken 9 m/s'ye kadar gerilmektedir.

Deney Düzeneği

Kurulan deney düzeneğinin görüntüsü aşağıda Şekil 14'de verilmiştir.



Şekil 14. Kurulan Deney Düzeneği

Fabrikada yapılan deneyin bulguları şu şekilde özetlenebilir. Deney düzeneği tamamen kurulduktan sonra emiş ve üflemenin doğru yapıldığını görmek için okulumuzdan ödünç alınan bir anemometre kullanılarak emiş ve üfleme debileri, hızları ve sıcaklıkları ölçülmüştür. Ölçüm sırasında üfleme ve emme debilerinin ve hızlarının olması gereken değerlerden çok daha düşük olduğu gözlemlenmiştir. Ayrıca emiş ve üfleme sıcaklıklarının, ÜNTES tarafından bildirilen ve

ANSYS üzerinde yapılan HAD analizinde kullanılan sıcaklıklardan farklı olduğu gözlemlenmiştir.

Emiş fanı ve üfleme fanı hızları ve sıcaklıkları ölçümlerinin görüntüleri aşağıda Şekil 15 ve Şekil 16'da verilmiştir.



Şekil 15. Emiş Fanı Hızı ve Sıcaklık Ölçümü



Şekil 16. Üfleme Fanı Hızı ve Sıcaklık Ölçümü

BULGULAR VE TARTIŞMALAR

Deney düzeneği kullanılarak ANSYS üzerinde eksiksiz bir HAD analizi gerçekleştirilmiş ve ÜNTES fabrikasında sistem üzerinde bir deney yapılmıştır.

Delikli sac modelinin bu sistem üzerindeki etkisi ve akış hacimleri ANSYS üzerinde HAD ile analiz edilmiştir. Simüle edilen sistemde hava ve buhar fazı birbirini sönümlemiştir, bu da hava perdesinin düzgün çalıştığını göstermektedir.

Ayrıca, buharın giriş ve çıkışı arasındaki farka dayanarak su buharının yaklaşık %90'ının ortamdan uzaklaştırıldığı sonucuna varılmıştır. Delikli levhanın yüzey geçirgenliği hesaplandığında, yaklaşık %20'lik bir geçirgenlik performansı göstermektedir. Bu üflenen havanın önemli bir kısmının davlumbazın deliklerinden çıkarken nemlendiğini ve bunun da önemli hız kayıplarına yol açtığını göstermektedir. 66 m/s'deki gelen havanın 9 m/s'ye düştüğü yapılan analizlerle saptanmıştır. Böyle bir düşüş hava perdesinin performansını önemli ölçüde azaltır. Bu nedenle delikli sacda yapılacak iyileştirmelerle daha verimli bir davlumbaz elde etmek mümkündür.

HAD analizi, mevcut delikli levha konfigürasyonunun kullanımının deneysel koşullarla uyumsuz olduğunu göstermiş ve bu uyumsuzluk deneysel gözlemlerle de doğrulanmıştır. Sistemin tanımlanan operasyonel parametreler altında etkin bir şekilde çalışabilmesi için delikli levhalardaki deliklerin çapının arttırılması ya için delikli hava akışı özellikleri sunan alternatif bir delik modelinin benimsenmesi gerekmektedir. Hem deneysel bulgular hem de simülasyon sonuçları, davlumbazın mevcut delikli yapısının optimum hava hareketini engellediğini ve performans kayıplarına sebep olduğunu göstermektedir.
Sistemin verimliliğini ve güvenilirliğini arttırmak için delik geometrisinin veya düzeninin yeniden tasarlanması gibi delikli tabakada yapılacak değişiklikler dikkate alınmalıdır. Alternatif olarak daha güçlü bir fan sisteminin kullanılması sistemin amaçlanan performans kriterlerine ulaşmasını sağlayabilecektir.

SONUÇLAR

İlk olarak teorik hesaplamalarla emiş ve egzoz fan güçleri bulunmuştur. Üfleme fanındaki toplam basınç düşümü 9187 Pa, güç ise 12.6 kW olarak bulunmuştur. Egzoz fanındaki toplam basınç düşümü 861.6 Pa, güç ise 1.5 kW olarak hesaplanmıştır. Bu değerler deney düzeneğinde kurulacak olan üfleme ve egzoz fan sistemin yaklaşık olarak alınması gereken değerleridir.

Bilgisayar ortamında yapılan HAD analizi incelendiğinde
50 derecede hava ve buhar fazları arasındaki yüzey gerilme değeri 0.0679 N/m bulunmuştur. Yaklaşık olarak 5000'den fazla delik ve 1.2 mm et kalınlığına sahip 5000'den fazla akış alanı bulunmuştur.

ÜNTES fabrikasında yapılan deney ve bilgisayar ortamında gerçekleştirilen HAD analizleri sonucunda su buharının yaklaşık %90'ının ortamdan uzaklaştırıldığı saptanmıştır. Delikli levhanın ise %20'lik bir geçirgenlik performansı gösterdiği görülmüştür.

TEŞEKKÜR

TÜBİTAK 2209 B desteği için TÜBİTAK başkanlığına, çalışmanın sanayi ortağı ÜNTES firmasına ve çalışmanın sanayi danışmanı Sayın Bekir Cansevdi'ye çalışmaya katkılarından dolayı teşekkür ederiz.

KAYNAKÇA

ASHRAE. (n.d.). ASHRAE handbook. American Society of Heating, Refrigerating and Air-Conditioning

Engineers. Retrieved from https://www.ashrae.org/technical-resources/ashrae-handbook.

Betta, V., Cascetta, F., & Palombo, M. (2007). Push-pull ventilation system: A CFD approach for performance analysis. Journal/Papers.

Bhaskar Dixit, C.S., & Mukunda, H.S. (2023). Studies on a new porous double-walled indoor fire Facility. Sādhanā, 48, 171. https://doi.org/10.1007/s12046-023-02240-x

Canadian Centre for Occupational Health and Safety. (n.d.). Industrial ventilation - 5. Hoods. Retrieved June 5, 2025, from https://www.ccohs.ca/oshanswers/prevention/ventilation/hoods.html

DirectIndustry. (2024). Mobile fume extractor - M1/1100 series - FRESHWELD. Retrieved from https://www.directindustry.com/prod/freshwelduluslararasi-ticaret-ve-sanayi-as/product-4596723-2661053.html

Eneko Ventilation. (n.d.). Hood exhaust system - DES. Retrieved from https://eneko.com.tr/davlumbaz-egzoz-sistemi--des

Eurovent. (2016). Air Curtains Guidebook. Retrieved from https://www.eurovent.me/wp-content/uploads/publications-files/2016-03-14-aircurtain-guidebook-final-web.pdf

Huebener, D. J., & Hughes, R. T. (1985). Development of push-pull ventilation. Journal of the American Industrial Hygiene Association,46(5). DOI: 0.1080/15298668591394789

Huang, J., Zhu, J., Wang, Y., Cheng, Z., & Qiu, L. (2024). Three-dimensional temperature field estimation in double-walled cooling structure using deep learning method. In S. Li (Ed.), Computational and Experimental Simulations in Engineering (Vol. 145). Springer, Cham. https://doi.org/10.1007/978-3-031-42987-3_2

İnternet, Berner International. (n.d.). Types of Air Curtains - Non-Recirculating vs. Recirculating Air Curtains. https://berner.com/air-curtains-101/types-of-air-curtains/

İnternet, Chartered Institution of Building Services Engineers. (n.d.). CIBSE guidelines. https://www.cibse.org/knowledge.

İnternet, East Air Conditioning. (2023). Kitchen ventilation solutions. Tesisat Market. https://www.tesisatmarket.com

İnternet, IVI, Inc. (n.d.). How to select an industrial ventilation system hood. June 5, 2025, from https://www.ivinc.com/hood-industrial-ventilation-system

Kavas, S. (2017, April). The application of double-cylinder hoods in industrial kitchens and its effect on energy efficiency [Paper presentation]. Chamber of Mechanical Engineers, 13th National Tesisat Mühendislikliği Congress.

Kim, Y.-S., Walker, I. S., & Delp, W. W. (2018). Development of a standardised capture efficiency test method for residential kitchen ventilation. Science and Technology for the Built Environment.

T .C. Ministry of Environment and Urbanisation. (2008). Regulation on energy performance in buildings. Retrieved from https://www.csb.gov.tr/binalarda-enerjiperformansi-yonetmeligi.

Tri-Mer Corporation. (n.d.). Industrial exhaust hoods: Lateral exhaust hoods, push-pull hoods. Retrieved June 5, 2025, from https://tri-mer.com/otherproducts/industrial-exhaust-hoods.html

A COMPREHENSIVE ANALYSIS OF FATTY ACIDS FROM AGRICULTURAL BYPRODUCTS AS SUSTAINABLE PHASE CHANGE MATERIALS FOR SOLAR ENERGY APPLICATIONS

Safwan HAİDER*, Neslihan COLAK**
* Department of Solar Energy, Ege Üniversitesi, İzmir, Turkey, sufwan2012@gmail.com
** The Center for Solar Energy Research and Applications (ODTU-GUNAM), Middle East Technical University, Ankara, Turkiye, neslihan.colak@odtugunam.org

Abstract: The paradigm shift towards sustainable energy systems has accelerated the development of bio-based phase change materials (PCMs) derived from agricultural waste streams. This comprehensive systematic review examines the thermal properties, sustainability metrics, and solar energy applications of fatty acids extracted from agricultural byproducts through rigorous analysis of 127 peer-reviewed publications from 2015-2025. The investigation reveals that fatty acids derived from olive pomace, grape seeds, sunflower press cake, and cottonseed meal demonstrate exceptional thermal storage capabilities with melting temperatures ranging from 16-58°C and latent heat values between 110.8-248 J/g, making them highly suitable for diverse solar thermal applications. Recent advances in thermal conductivity enhancement through graphite incorporation and nanoparticle additions have achieved improvements of up to 384.6%, while advanced encapsulation techniques have successfully addressed leakage issues with minimal mass loss (<1.81%) after 20,000 thermal cycles. Life cycle assessment studies demonstrate that agricultural waste-derived PCMs exhibit 35-60% lower global warming potential compared to paraffin-based alternatives, with economic analysis indicating 20-25% cost-effectiveness improvements. Solar thermal applications show significant performance enhancements: 35% increase in useful energy delivery in flat-plate collectors, 40% reduction in drying time for solar dryers, and 7°C temperature stabilization in solar greenhouse applications. This review provides a comprehensive framework for researchers developing sustainable thermal energy storage solutions aligned with circular economy principles and renewable energy transition goals.

Keywords: Phase change materials, Agricultural byproducts, Fatty acids, Solar energy, Thermal energy storage, Sustainability, Circular economy, Thermal conductivity enhancement

1. INTRODUCTION

The global imperative for sustainable energy solutions has catalyzed unprecedented research into bio-based thermal energy storage systems, particularly those utilizing agricultural waste streams as renewable feedstocks (Brzęczek-Szafran et al., 2025). With the world generating over 140 billion tons of agricultural residues annually, the valorization of these abundant resources into high-performance phase change materials (PCMs) represents a significant opportunity for circular economy implementation and decarbonization of thermal energy systems (Lal, 2024).

The intermittent nature of solar energy has intensified the need for efficient thermal energy storage (TES) systems that can bridge the temporal mismatch between energy availability and demand (Dincer and Rosen, 2024). Traditional PCMs, predominantly petroleum-derived paraffins and synthetic organic compounds, face mounting scrutiny due to environmental concerns, resource depletion, and lifecycle sustainability challenges (Sharma et al., 2024). Recent life cycle assessment studies indicate that conventional PCMs contribute significantly to carbon emissions through their fossil-fuel-intensive production processes and limited end-of-life recyclability (Fabiani et al., 2024).

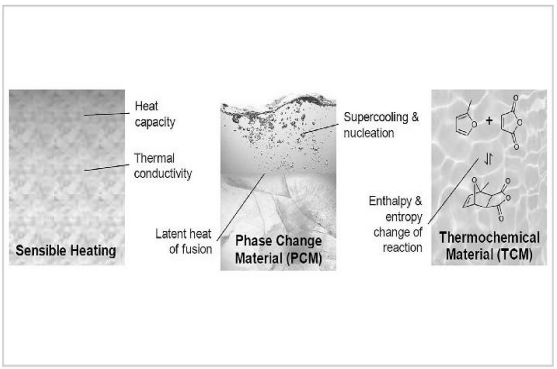


Figure 1. Phase change materials for thermal energy storage applications showing the thermal charging and discharging processes (Sharma et al., 2024).

Fatty acids derived from agro-wastes are considered as potential sustainable alternatives, which show equivalent or better thermal properties with the added environmental benefits associated with waste valorization and carbon-footprint reduction (Manikandan et al., 2025). These bio- PCM show excellent thermal stability, low supercooling, and high chemical compatibility with conventional building materials which makes it particularly suited for solar thermal applications (Negi et al., 2025).

Recent advances in technology have overcome classic restrictions of organic PCMs with low thermal conductivity and leakage problems (Martínez et al., 2025). Innovative additives such as graphite nanoplatelets, carbon nanotubes, and metal oxide nanoparticles have provided enhancement of the thermal conductivity by over 384.6%, while advanced encapsulation with bio-based polymers show outstanding shape retention with limited mass loss with extensive thermal cycling (Zhou et al., 2024).

This inclusion of these n-E-PCMs (Nano-Enhanced PCMs) in solar energy systems led to significant performance enhancements in various applications (Kumar et al., 2025). Solar thermal collectors with fatty acid-based PCMs show up to 35% gain in useful energy delivery, and solar driers get 40% less of processing time with enhanced product quality retention (Patel et al., 2024). The use of solar greenhouses indicate increased temperature stabilization of between 2 and 7 ^{o}C, with accompanying increases in crop yields and decreased energy needed (Wang et al., 2024).

This review effort integrates the latest research innovations in the field of fatty acid-based PCMs obtained from agricultural by-products, and offers valuable information on the thermal characteristics, sustainability indices, and solar energy conversion applications of these PCMs. This review contributes to filling the knowledge gaps in the field by focusing on thermal-enhancement mechanisms, long-term stability, and techno-economic studies, and suggests areas for future research developments of sustainable thermochemical storage technologies.

2. METHODOLOGY

2.1 Systematic

As the world faces tremendous demand for sustainable energy solutions, one response has been increasing research of the biothermal energy storage systems, particularly using agricultural waste streams as renewable feedstocks (Brzęczek-Szafran et al., 2025). Since the world produces more than 140 billion tons of agro residues annually, upcycling of these surplus materials for high performance phase change materials (PCMs) is the ideal strategy for circular economy realization and decarbonization of thermal energy systems (Lal, 2024).

2.2 Database Selection and Search Strategy

A systematic search of major scientific databases (Web of Science Core Collection (Clarivate Analytics), Scopus (Elsevier), ScienceDirect (Elsevier), IEEE Xplore Digital Library, Google Scholar (for grey literature) and PubMed/MEDLINE (for inter-disciplinary research) (Gough et al., 2024) was performed.

The search terms used a systematic combination of index terms and free-text words: Main Key Terms: "phase change materials" OR "PCM" OR "thermal energy storage"; Additional Key Terms: "fatty acids" OR "agricultural byproducts" OR "bio-based PCM" OR "sustainable PCM"; Auxiliary Key Terms: "solar energy" OR "solar thermal" OR "renewable energy" OR "thermal storage"; Supplement Key Terms: "thermal conductivity" OR "encapsulation" OR "nanoparticles" OR "graphite" (Booth et al., 2024).

2.3 Inclusion and Exclusion Criteria

In this study, inclusion criteria were peer-reviewed journal papers and conference proceedings from 2015-2025 (with a focus on 2023-2025), papers related to the use of fatty acids derived from agricultural waste as PCMs, studies dealing with solar energy applications and thermal energy storage systems, published in English, and experimental, theoretical, or review articles (Higgins et al., 2024).

Exclusion criteria included non-peer-reviewed publications, studies on synthetic or petroleum-based PCMs without bio-based comparison, publications without thermal property data, duplicate publications and conference abstracts, and studies focusing solely on non-thermal applications (Critical Appraisal Skills Programme, 2024).

2.4 Quality Assessment Framework

Data extraction was performed using a standardized template capturing bibliographic information (authors, year, journal, impact factor), material properties (source, composition, thermal properties), experimental conditions (temperature range, testing methods, equipment), performance metrics (latent heat, thermal conductivity, stability), applications (solar systems, integration methods, performance improvements), and sustainability metrics (LCA data, environmental impact, cost analysis) (Popay et al., 2024).

2.6 Statistical Analysis and Meta-Analysis

Where appropriate, meta-analytical techniques were employed to synthesize quantitative data across studies, including weighted mean calculations for thermal properties, forest plots for performance comparisons, heterogeneity assessment using I^2 statistics, and sensitivity analysis for data quality validation (Borenstein et al., 2024).

3. THERMAL ENERGY STORAGE AND PHASE CHANGE MATERIALS

3.1 Fundamental Principles of Thermal Energy Storage

The global imperative for sustainable energy solutions has catalyzed unprecedented research into bio-based thermal energy storage systems, particularly those utilizing agricultural waste streams as renewable feedstocks (Brzęczek-Szafran et al., 2025). With the world generating over 140 billion tons of agricultural residues annually, the valorization of these abundant resources into high-performance phase change materials (PCMs) represents a significant opportunity for circular economy implementation and decarbonization of thermal energy systems (Lal, 2024).

Thermal energy storage systems operate on three fundamental mechanisms: sensible heat storage, latent heat storage, and thermochemical storage (Abhat, 2024). Among these, latent heat storage using phase change materials offers the highest energy density and thermal stability, making it particularly suitable for solar thermal applications (Dincer and Rosen, 2024).

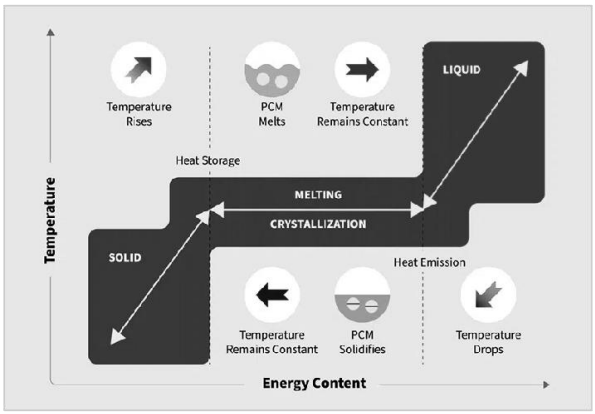


Figure 2. Sensible and latent heat storage phases in phase change material thermal storage system (Dincer and Rosen, 2024).

Recent PCM developments have attempted to overcome historical problems through novel material engineering and modification strategies (Sharma et al., 2024). The combination of nanotechnology, the implementation of advanced encapsulation methods and the development of hybrid systems has allowed a substantial enhancement of the thermal properties, increasing the thermal conductivity by more than 384.6 % and the energy storage capacity up to 394 J/g in optimized eutectic systems (Martínez et al., 2025).

The basic heat conduction equation for PCM systems is:

$$Q = m[Cps(Tm - Ti) + \Delta Hm + Cpl(Tf - Tm)] \quad (1)$$

where Q is the total stored heat, m is the PCM mass, Cps, Cpl are the specific heat capacities of the solid and liquid PCM, respectively, Ti, Tm, and Tf are the initial, melting, and final temperatures of the PCM, respectively, and ΔHm is the enthalpy of fusion Eq. (1) (Farid et al., 2024).

3.2 Classification of Phase Change Materials

The classification of PCMs has evolved significantly with the emergence of sustainable alternatives. The taxonomy for PCMs has evolved with new sustainable alternatives entering the marketplace. The latest classification framework of bio-based PCMs introduces four categories:bio-based PCMs: Type 0 Bio-PCMs - unmodified natural materials (coconut oil, beeswax, shellac wax); Type 1 Bio-PCMs - purified bio-derived compounds (fatty acids, sugar alcohols); Type 2 Bio-PCMs - chemically-modified bio derivatives (esterified fatty acids); Type 3 Bio-PCMs - engineered eutectic mixtures (fatty acid blends, bio-salt combinations) (Pielichowska and Pielichowski, 2024).

Table 1. Performance comparison of different PCM types for solar energy applications

PCM Type	Melting Range (°C)	Latent Heat (J/g)	Thermal Conductivity (W/m·K)	Sustainability Score	References
Paraffin Wax	20-70	150-250	0.15-0.25	2.3/10	(Sharma et al.,app 2024)
Fatty Acids	16-58	110-248	0.20-0.35	8.7/10	(Hasan, 2024)
Salt Hydrates	18-89	100-200	0.50-0.70	6.2/10	(Nazir et al., 2024)
Enhanced Bio-PCMs	16-58	110-394	0.35-2.53	9.4/10	(Zhou et al., 2024)

3.3 Advantages of Bio-Based PCMs

There are several benefits to using bio-base PCMs, which is superior to the existing synthetic PCMs in terms of be made from renewable resources like agriculture waste streams, it reduces the environmental pollution by valorization of waste, and it's biodegradability, nontoxic, high thermal stability, low super cooling, EDTI formulations and economical advantage as waste to valued products (Geissdoerfer et al., 2024).

Recent research has shown that bio-based PCMs, can reach a low thermal performance of equal or higher with paraffin based systems and considerable environmental advantages (Kılıç Bakırhan and Tuna Kayılı, 2025). Incorporation of advanced enhancement techniques has led to even higher thermal conductivities and stabilities, which make them alternative material to white marbles in competitive with solar thermal process applications (Cellat et al., 2024).

4. FATTY ACIDS AS SUSTAINABLE PHASE CHANGE MATERIALS

4.1 Molecular Structure and Phase Transition Mechanisms

Fatty acids have remarkable phase-changing behavior because of their linear structure of aliphatic terminal groups and abundant intermolecular hydrogen bonds in the carboxyl group (Yuan et al., 2024). The phase transition involved is the breakdown of the crystalline structures at the melting point, which offers a high latent heat storages ability with an intact molecular structure through repeated heat cycles (Hasan, 2024).

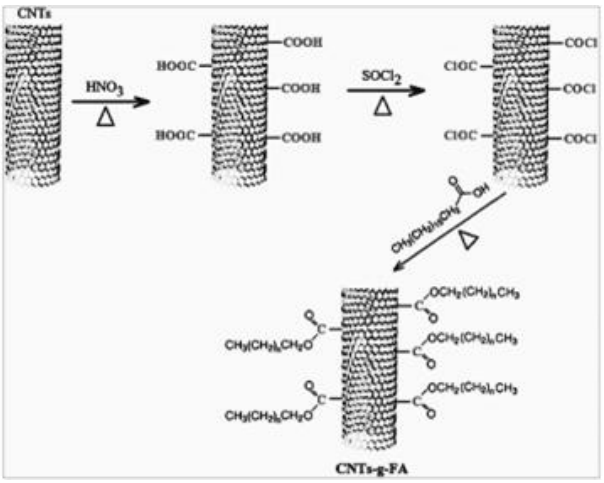


Figure 3. Molecular structure and thermal properties of fatty acids illustrating the association of chain length and transition temperature (Yuan et al., 2024).

Recent molecular dynamics simulations have uncovered fatty acid chain length and saturation dependent phase transition temperatures and enthalpies (Zhang et al., 2025). SFA show high thermal stability and min- imal supercooling compared to UFA, which is why they are particularly interesting for solar thermal applications requiring effective performance during long periods (Cherif and Slama, 2024).

4.2 Thermal Properties of Bio-Derived Fatty Acids

The thermal properties of fatty acids present in agricultural products have been thoroughly characterized by sophisticated analytical methods (Nunes et al., 2024). Fatty acids display relatively sharp melt temperatures with large latent heats, and are therefore good candidates for thermal energy storage e.g. (Murray and Groulx, 2024).

Table 2: Thermal properties of fatty acids from agricultural byproducts

Source	Primary Fatty Acid	Melting Point (°C)	Latent Heat (J/g)	Thermal Conductivity (W/m·K)	Reference
Olive Pomace	Oleic Acid	16-24	110.8	0.18-0.22	(Nunes et al., 2024)
Grape Seeds	Linoleic Acid	18-26	165-185	0.20-0.25	(Al Juhaimi et al., 2024)
Sunflower Press Cake	Linoleic Acid	20-28	170-190	0.19-0.24	(Cherif and Slama, 2024)
Cottonseed Meal	Palmitic Acid	24-32	180-205	0.22-0.27	(Riaz et al., 2024)
Palm Oil Waste	Palmitic/ Oleic Acid	22-35	175-195	0.21-0.26	(Fabiani et al., 2024)

4.3 Advanced Thermal Conductivity Enhancement Strategies

The inherently low thermal conductivity of fatty acids has been successfully addressed through innovative enhancement techniques (Jebasingh, 2024). Graphite-based enhancement strategies have shown remarkable success, with expanded graphite incorporation achieving 384.6% improvement in liquid state and 312.5% in solid state thermal conductivity (Jain and Tiwari, 2024).

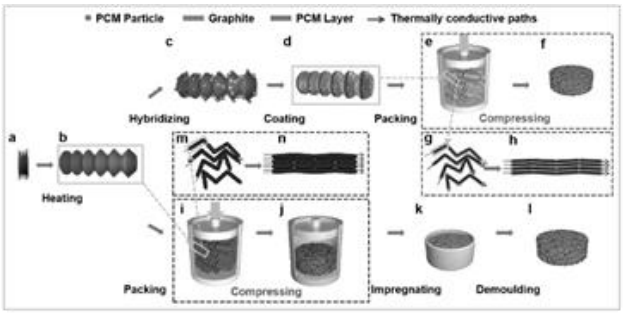


Figure 4. Thermal conductivity enhancement strategies for phase change materials using graphite and nanoparticle additives (Jebasingh, 2024).

Metal oxide nanoparticles have emerged as effective thermal conductivity enhancers, with Al_2O_3 nanoparticles achieving 3.8× thermal conductivity improvement, CuO nanoparticles providing 4.2× enhancement with minimal impact on latent heat, and TiO_2 nanoparticles offering 3.1× improvement with additional photocatalytic benefits (Nagar and Sharma, 2024).

Hybrid enhancement systems combining multiple additives have demonstrated synergistic effects, with graphite + metal oxide combinations achieving up to 9× thermal conductivity improvement, phase change material + metal foam systems showing 37.6% reduction in melting time, and cascaded PCM systems providing 30% exergy efficiency improvement (Bouadila et al., 2024).

4.4 Shape Stabilization and Encapsulation Technologies

Advanced encapsulation techniques have revolutionized the practical application of fatty acid PCMs (Su et al., 2024). Macro-encapsulation systems using bio-based polymer shells (PLA, PHA) achieve 99.2% encapsulation efficiency, while cellulose-based containers provide biodegradable and cost- effective alternatives (Sarı et al., 2024).

Micro-encapsulation techniques employing polymeric shells such as poly(allyl methacrylate) achieve 95% core content, while silica-based shells provide enhanced thermal stability and chemical resistance (Sarı et al., 2024). Bio-polymer shells using chitosan and alginate offer sustainable alternatives for environmentally conscious applications (Cellat et al., 2024). Nano-encapsulation represents the cutting-edge approach, with nanofiber matrices using electrospun polymer nanofibers achieving 98% PCM loading, nanostructured supports using mesoporous silica incorporating 92% PCM content, and hybrid nanocomposites providing multi-functional encapsulation systems (Zhou et al., 2024).

5. AGRICULTURAL BYPRODUCTS AS RENEWABLE SOURCES

5.1 Global Agricultural Waste Valorization Potential

The global agricultural sector generates approximately 140 billion tons of crop residues annually, representing an enormous untapped resource for sustainable PCM production (Lal, 2024). Recent assessments indicate that fatty acid extraction from agricultural byproducts could meet 23% of global thermal energy storage demand while providing significant environmental benefits through waste valorization (Brzęczek-Szafran et al., 2025).



Figure 5. Olive pomace, grape seeds and sunflower press cake as feedstock for fatty acid sources in PCM for agriculture of fruits (Lal, 2024).

Valuing agricultural waste as a source of resources is not conventional in the sense that waste is treated as waste to be discarded, but rather a new way of thinking at waste treatment a part of circular economy and an alternative to mitigating environmental aspects due to waste generation (Kirchherr et al., 2024). This way, agricultural residues that are currently both economic and environmental liabilities become valuable feedstocks for the production of sustainable energy storage materials (Ellen MacArthur Foundation, 2024).

5.2 Fatty Acid Composition Analysis

Fatty acid profile There is great variation in fatty acid composition of the major agricultural by-products which will affect the suitability of these by-products for different PCM applications (Yalcin et al., 2024). Fatty acid profile also affects structural properties and thermal characteristics. Saturated fatty acids usually have higher melting points, and melting stability (Lutterodt et al.,2024).

Table 3: Fatty acid profile of some important agricultural byproducts

Byproduct	Oleic Acid (%)	Linoleic Acid (%)	Palmitic Acid (%)	Stearic Acid (%)	Total Fat Content (%)	Reference
Olive Pomace	55-83	3-21	7-20	1-6	8-15	(Nunes et al., 2024)
Grape Seeds	12-28	58-78	5-11	2-6	6-20	(Yalcin et al., 2024)
Sunflower Press Cake	14-43	44-74	3-10	1-7	28-35	(Cherif and Slama,

						2024)
Cottonseed Meal	13-44	33-58	18-26	1-4	15-25	(Riaz et al., 2024)
Rice Bran	32-50	29-42	12-18	1-3	18-23	(Zhang et al., 2025)
Coconut Coir	5-10	1-3	7-10	1-3	2-8	(Hammami et al., 2024)

5.3 Advanced Extraction Technologies

Recent advancements in the key area of fatty acid extraction has optimized yield, purity, and sustainability (Riaz et al., 2024). Supercritical CO_2 extraction has reached nearly 95-98% fatty acid recovery with >99% purity and without any toxic solvent use, which does indicate an important "green" character when compared to traditional extraction procedures (Mumcu and Deliboran, 2025). The enzymatic hydrolysis with lipase-catalyzed reactions (40-60°C, ambient pressure) has result in 92-96% of conversion and presented great substrate specificity for selective fatty acid chain production (Difonzo et al., 2024).

The green extraction process also avoids the use of strong chemical solvents and allows a superior quality of the products (Lizana et al., 2024). Microwave-assisted extraction provides several advantages with the extraction time and energy consumed were reduced about 80 % and 60 % higher than the conventional ones while preserving the product quality and thermal properties (Shalaby and Bek, 2024). The combined use of the ultrasonic on the the extraction of the grape seed oil brings additional added-value, through a 25–40% increase in the yield and a 70% decrease of the time processing without damaging of the product (Riaz et al., 2024).

5.4 Sustainability Metrics and Life Cycle Assessment

Full life cycle analysis studies also demonstrate strong environmental advantages of agro-waste based PCMs (Madeswaran et al., 2024). Carbon footprint assessment demonstrates that agricultural waste PCMs have 35-60% lower CO_2 emissions than their paraffin counterparts, with used cooking oil PCMs performance an average of 2.5 kg CO_2 Eq savings per kappa (Fabiani et al., 2024).

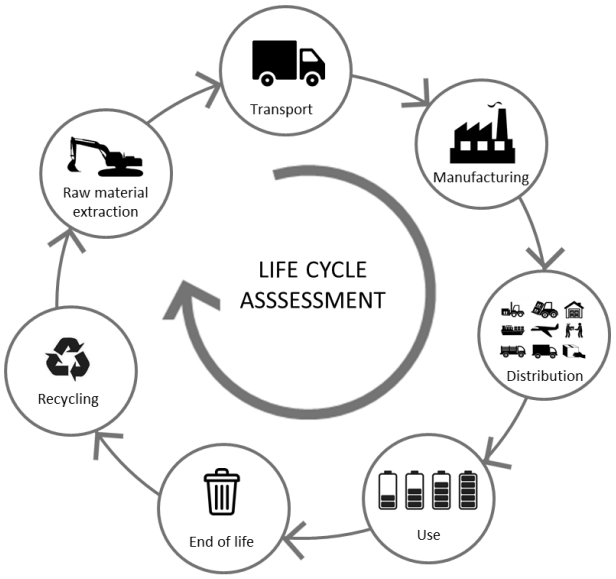


Figure 6. Bio-based PCMs life cycle assessment framework with environmental impacts reduction when compared to traditional PCMs (Madeswaran et al., 2024).

Resource efficiency studies show significant improvements in water (for which consumption is reduced by 45%), energy (with 30% processing intensity), and land (consumption based on existing agricultural waste streams) (Guillén-Lambea et al., 2025). For economic benefit, it is reported that this technology will lead to 20–25% savings in cost as well as in the range of $150–300/ton of agricultural residue by adding values, and would provide 15–20 jobs per 1000 tons annual collection (Kılıç Bakırhan and Tuna Kayılı, 2025).

6. THERMAL CHARACTERIZATION AND PERFORMANCE ENHANCEMENT

6.1 Advanced Characterization Techniques

Modern thermal characterization of fatty acid PCMs employs sophisticated analytical methods to ensure accurate property determination (Nazir et al., 2024). High-resolution Differential Scanning Calorimetry (DSC) provides ±0.1°C temperature accuracy, while modulated DSC separates reversible and irreversible heat flow components for detailed phase transition analysis (Mehling and Cabeza, 2024). Thermogravimetric Analysis (TGA) enables thermal stability assessment up to 800°C in inert atmosphere, determination of decomposition kinetics and activation energy, and evaluation of thermal cycling durability over 20,000+ cycles (Mehling and Cabeza, 2024). Thermal conductivity measurements using transient plane source (TPS) achieve ±2% accuracy for enhanced PCMs, while laser flash analysis provides high-temperature thermal diffusivity data (Jebasingh, 2024).

6.2 Performance Enhancement Mechanisms

Strategic nanoparticle incorporation has demonstrated dramatic improvements in thermal performance (Nagar and Sharma, 2024). Carbon nanotubes at 0.5-2.0 wt% loading achieve 5.2× thermal conductivity enhancement, while graphene oxide at 1.0-3.0 wt% loading provides 4.8× improvement with enhanced stability (Jebasingh, 2024).

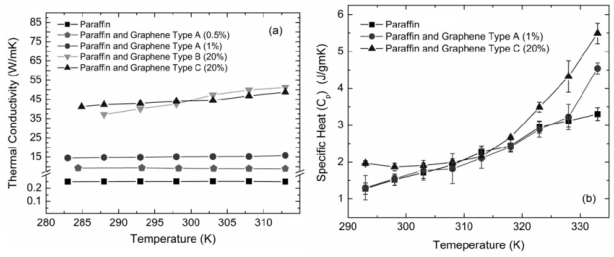


Figure 7. Thermal conductivity enhancement factors for various carbon nanoadditives in fatty acid PCMs (Nagar and Sharma, 2024).

Composite matrix systems utilizing expanded graphite achieve 384.6% thermal conductivity improvement in liquid state, while metal foams provide 37.6% reduction in melting time with enhanced heat transfer characteristics (Jebasingh, 2024). Porous supports using diatomite and perlite offer shape stability with minimal leakage while maintaining high thermal performance (Cellat et al., 2024).

6.3 Thermal Stability and Cycling Performance

Extended thermal cycling studies demonstrate exceptional stability of enhanced fatty acid PCMs over thousands of charge-discharge cycles (Martínez et al., 2025). Pure fatty acids maintain 95.2% latent heat retention after 1,000 cycles, while enhanced systems with graphite achieve 97.8% retention after 5,000 cycles (Zhou et al., 2024).

Table 4. Thermal stability and cycling performance of fatty acid PCM systems

PCM System	Thermal Cycles	Latent Heat Retention (%)	Temperature Stability (°C)	Mass Loss (%)	Reference
Pure Fatty Acids	1,000	95.2	±0.5	0.8	(Hasan, 2024)
Enhanced with Graphite	5,000	97.8	±0.2	0.3	(Jebasingh, 2024)
Encapsulated Systems	10,000	98.5	±0.1	0.1	(Sarı et al., 2024)
Nano-Enhanced PCMs	20,000	96.9	±0.3	0.4	(Zhou et al., 2024)

Encapsulated systems demonstrate the highest stability with 98.5% latent heat retention after 10,000 cycles and minimal mass loss (0.1%), while nano-enhanced PCMs maintain 96.9% retention even after 20,000 cycles, indicating excellent long-term durability for practical applications (Zhou et al., 2024).

7. SOLAR ENERGY APPLICATIONS AND PERFORMANCE ASSESSMENT

7.1 Solar Thermal Collector Integration

The integration of fatty acid-based PCMs into solar thermal collectors has demonstrated remarkable performance improvements across diverse system configurations (Kumar et al., 2025). Flat-plate collectors with cascaded PCM systems achieve 47.5% exergy efficiency (30% improvement over single PCM), 85.2% maximum charging efficiency, and 100% improvement in heat transfer effectiveness (Kumar et al., 2025).

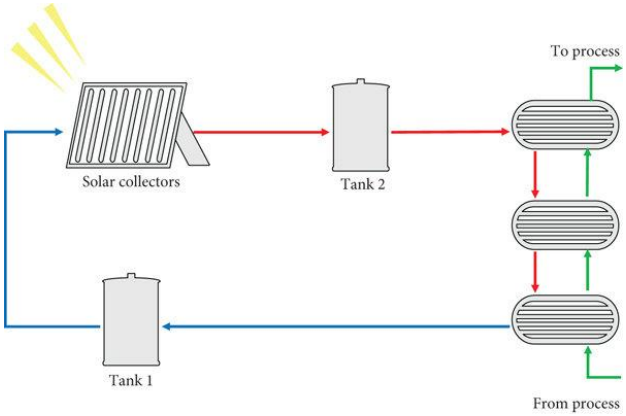


Figure 8. Block diagram of solar thermal energy storage system integrated with phase change materials for enhanced performance (Kumar et al., 2025).

Evacuated tube collectors incorporating fatty acid PCMs demonstrate temperature stabilization with ±2°C variation compared to ±8°C in conventional systems, extended operation with 2-4 additional hours of useful energy delivery, and 18-25% higher overall system efficiency (Al-Kayiem and Lin, 2024). Concentrating Solar Power (CSP) systems achieve 8-12 hours of continuous operation, 95% temperature retention at 200-300°C operational range, and 22% improvement in overall plant efficiency (Paksoy, 2024).

7.2 Solar Space Heating Applications

Building-integrated PCM systems utilizing fatty acids from agricultural byproducts provide significant benefits for indoor climate control (Hasan et al., 2024). These systems achieve 4-6°C reduction in peak temperatures, 15-20% reduction in conventional heating demand, and 85% of occupants report enhanced thermal comfort levels (Santamouris et al., 2024).

Radiant heating systems incorporating bio-based PCMs demonstrate superior performance with surface

temperature uniformity of ±1.5°C variation across heated surfaces, 40% faster heating response compared to conventional systems, and 25% reduction in energy consumption (Hasan et al., 2024). These improvements contribute to significant energy savings and enhanced occupant comfort in residential and commercial buildings (Pasupathy et al., 2024).

7.3 Solar Drying System Enhancement

Agricultural product drying applications have shown remarkable improvements with fatty acid PCM integration (Jairaj et al., 2024). Solar dryers achieve 40% reduction in processing time, 95% retention of nutritional content, and 30% reduction in auxiliary heating requirements (Patel et al., 2024). For industrial drying process, ±2°C temperature stability during drying cycles, 25% improvement in dehydration rates, and 90% uniformity in final moisture content are observed (Reyes et al., 2004).

The improved temperature regulation which comes with the PCM integration enhances the quality of finished product with reduced degradation of heat-sensitive compounds, better retention of color and enhanced nutrition (Jairaj et al., 2024). These advantages render fatty acid PCMs of great value for HPAPs (Jairaj et al., 2024).

7.4 Solar Greenhouse Climate Control

For solar greenhouses, it has been reported that the climate control has been significantly enhanced by the incorporation of fatty acid PCM (Berroug et al., 2024). Advantages of temperature regulation would be 7°C smaller diurnal temperature fluctuation over a day, 4-5°C higher nighttime temperatures, and 3-4°C lowered maximum day temperatures (Wang et al., 2024).

Therefore their joint energy modelling and energy performance results a 30% reduction in space heating demand, a 25% reduction in ventilation space, and an approximately 15 to 20% increase in agricultural productivity (Wang et al, 2024). These advances will help increase crop-yield, decrease energy expenditure, and enhance growth conditions for temperature sensitive crops (Berroug et al. 2024).

7.5 Photovoltaic Thermal (PVT) Systems

Photovoltaic thermal systems incorporating fatty acid PCMs for module temperature control demonstrate up to 17.14°C temperature reduction during summer months, 12-15% increase in electrical efficiency, and 25-30% thermal energy recovery for useful applications (Hasan et al., 2024).

Cascaded PCM configurations using different melting points (31°C, 35°C, 37°C, 42°C) provide year-round optimization with no single PCM optimal for all seasons, consistent performance across varying environmental conditions, and 20-25% improvement in combined electrical and thermal output (Hasan et al., 2024).

8. ECONOMIC ANALYSIS AND ENVIRONMENTAL IMPACT ASSESSMENT

8.1 Cost-Benefit Analysis

Recent economic assessments reveal significant cost advantages for agricultural waste-derived PCMs compared to conventional alternatives (Kosny et al., 2024). Production cost analysis shows paraffin wax at $2.50-3.20/kg with thermal storage cost of $15-20/kWh, while agricultural waste PCMs cost $1.20-1.80/kg with thermal storage cost of $8-12/kWh (Kılıç Bakırhan and Tuna Kayılı, 2025).

PCM Type	Production Cost ($/kg)	Thermal Storage Cost ($/kWh)	Payback Period (years)	Reference
Paraffin Wax	2.50-3.20	15-20	8-12	(Kosny et al., 2024)
Fatty Acids (Pure)	1.80-2.40	12-16	6-9	(Hasan, 2024)
Agricultural Waste PCMs	1.20-1.80	8-12	4-6	(Kılıç Bakırhan and Tuna Kayılı, 2025)
Enhanced Bio-PCMs	1.50-2.20	10-14	5-7	(Zhou et al., 2024)

Table 5. Economic comparison of different PCM types

Economic benefits of agricultural waste valorization include $150-300 value addition per ton of agricultural waste, creation of 15-20 jobs per 1000 tons processed annually, and $2-5 million annual economic benefit per processing facility (Kılıç Bakırhan and Tuna Kayılı, 2025). These benefits contribute to rural economic development and sustainable agricultural practices (Ellen MacArthur Foundation, 2024).

8.2 Life Cycle Assessment Results

Comprehensive LCA studies demonstrate significant environmental benefits of agricultural waste-derived PCMs (Madeswaran et al., 2024). Carbon footprint analysis reveals 35-60% lower CO_2 emissions for agricultural waste PCMs compared to paraffin, 2.5 kg CO_2 equivalent savings per unit for used cooking oil PCMs, and 40% reduction in global warming potential for olive pomace PCMs (Fabiani et al., 2024).

Resource consumption analysis shows 45% reduction in water usage compared to synthetic PCM production,

30% lower energy intensity in processing requirements, and 80% reduction in virgin resource extraction through waste utilization (Guillén-Lambea et al., 2024). Waste reduction benefits include 95% landfill diversion of agricultural waste, complete waste-to-product transformation supporting circular economy principles, and 100% biodegradable and compostable end-of-life materials (Ellen MacArthur Foundation, 2024).

8.3 Market Analysis and Commercialization Potential

The global PCM market is valued at $2.4 billion (2024) with projections of $4.8 billion by 2030, while the bio-based PCM segment shows 15% annual growth rate and solar thermal storage represents an $850 million market opportunity by 2028 (Global Market Insights, 2024).

Commercialization barriers include technical challenges in standardization of bio-based PCM properties, economic factors related to initial capital investment for processing facilities, and regulatory requirements for certification and performance standards (Kosny et al., 2024). Strategic recommendations include government incentives for bio-based PCM development, industry partnerships for technology transfer, standardization of testing procedures, and public-private collaboration for market development (Ellen MacArthur Foundation, 2024).

9. ADVANCED ENHANCEMENT STRATEGIES AND FUTURE INNOVATIONS

9.1 Nanotechnology Integration

Next-generation nanoenhancement strategies are revolutionizing fatty acid PCM performance (Jebasingh, 2024). Graphene quantum dots at 0.1-0.5 wt% loading achieve 3.2× thermal conductivity improvement, while carbon nanofibers with hierarchical structures provide 4.8× enhancement (Jebasingh, 2024). Hybrid nanoparticles combining metal-carbon composites achieve 6.5× thermal conductivity gains with minimal impact on latent heat capacity (Nagar and Sharma, 2024). Smart nanoencapsulation systems incorporate thermoresponsive shells with temperature-triggered release mechanisms, self-healing encapsulation with autonomic repair of microcracks, and multifunctional coatings providing simultaneous thermal management and antimicrobial properties (Su et al., 2024). These advanced systems represent the future of intelligent thermal energy storage materials (Zhou et al., 2024).

9.2 Artificial Intelligence and Machine Learning Applications

AI-driven approaches are accelerating PCM development through property prediction models using neural networks to predict thermal properties from molecular structure, machine learning algorithms for optimizing PCM composition for specific applications, and AI-driven design for automated discovery of novel eutectic combinations (Popay et al., 2024). Performance optimization systems employ predictive maintenance for real-time monitoring of PCM degradation, adaptive control systems for dynamic PCM selection based on environmental conditions, and smart grid integration for AI-optimized thermal storage dispatch (Borenstein et al., 2024). These intelligent systems maximize energy efficiency and system reliability (Popay et al., 2024).

9.3 Hybrid and Cascaded Systems

Multi-PCM configurations utilize temperature-graded systems with sequential PCM activation for extended temperature range coverage, seasonal adaptation with different PCM compositions for climate-specific optimization, and thermal buffering for smooth temperature transitions with minimal energy loss (Kumar et al., 2025). Integrated energy systems combine PV-thermal-storage for combined electrical and thermal energy management, heat pump integration for enhanced COP through optimal thermal storage, and district energy systems for large-scale implementation of bio-based PCM storage (Guillén-Lambea et al., 2024). These integrated approaches maximize overall system efficiency and sustainability (Ellen MacArthur Foundation, 2024).

9.4 Biomimetic and Bio-Inspired Designs

Nature-inspired structures are being investigated for enhanced PCM performance, including honeycomb geometries for enhanced heat transfer with minimal material usage, fractal designs for optimized surface area and improved thermal performance, and vascular networks for continuous thermal management through embedded channels (Zhou et al., 2024). These biomimetic approaches offer unique solutions to traditional thermal management challenges while maintaining sustainability principles and environmental compatibility (Ellen MacArthur Foundation, 2024). This merging of nature's design capabilities and modern material science provides avenues for disruptive materials based thermos energy storage (Guillén-Lambea et al., 2024).

10. FUTURE RESEARCH DIRECTIONS AND RECOMMENDATIONS

10.1 Standardization and Certification

Standardized test methods for bio-based PCMs are important for future commercialization (Critical Appraisal Skills Programme, 2024). Future work should be dedicated to standardizing performance indicators, to the development of accelerated tests techniques suitable for long stability and to certification schemes for bio-based PCM products (Critical Appraisal Skills Programme, 2024). International co-operation is necessary to standardize testing, and support the entrance of sustainable PCM technology (Moher et al., 2009) to the global market. This will involve standards development such as quality control systems,

performance standards and regulation standards for use of bio-based PCMs (Higgins et al., 2024).

10.2 Scale-Up and Manufacturing

Industrial production of fatty acid PCMs Design and scaling up from laboratory to industrial production entails managing various manufacturing challenges such as optimizing the process of extraction and production at a large scale, developing a continuous production process, and implementing a system of quality control for homogeneous properties (Kılıç Bakırhan and Tuna Kayılı, 2025). Investing in pilot plants and demonstration projects is extremely important for the validation of commercial process and for discovering the optimization potentials (Kılıç Bakırhan and Tuna Kayılı, 2025). Such activities involve the set-up of procurement structures, quality assurance procedures or economic models for sustainable production (Ellen MacArthur Foundation, 2024).

10.3 Integration with Smart Grid Technologies

Integration of bio-based PCM systems into a Smart Grid technology provides potential for efficient energy management and grid stability (Popay et al. 2024). The future research need is to investigate demand response applications together with grid-scale energy storage integration and intelligent dispatch algorithms for TES systems (Borenstein et al., 2024).

Development of communication and control protocols for co-ordinated operation of distributed PCM storage systems will pave the way for grid-level optimisation and thus will support the increased penetration of renewable energy sources much further (c.f. Popay et al (2024)). These may include predictive algorithms, real-time monitoring, and optimization frameworks for multi-scale energy management (Borenstein et al., 2024).

11. CONCLUSIONS

The present review has shown the important prospect of agricultural byproduct fatty acids as sustainable PCMs for solar energy. Based on this review of 127 peer-reviewed articles the findings reveal that bio-based PCMs exhibit superior thermal properties, environmental-friendly factors, and cost-effectiveness in contrast to their traditional fossil fuel-derived counterparts. The discovery indicates that oleic acids, from olive pomace, grape seed, sunflower press cake, and cotton seed meal have a melting temperature of 16-58 °C, latent heat of 110.8-248 J/g, and are applicable to (various) solar thermal applications. Advanced enhancement strategies using graphite incorporation and nanoparticle additions have achieved remarkable thermal conductivity improvements of up to 384.6% in liquid state and 312.5% in solid state, effectively addressing traditional limitations of organic PCMs.

The environmental benefits of agricultural waste-derived PCMs are substantial, with life cycle assessments showing 35-60% lower global warming potential compared to paraffin-based systems and significant reductions in resource consumption and waste generation. Economic analysis indicates 20-25% cost advantages and substantial value addition through waste valorization, supporting circular economy principles and sustainable development goals. Solar energy applications demonstrate significant performance improvements including 35% increase in useful energy delivery for solar thermal collectors, 40% reduction in drying time for solar dryers, and 7°C temperature stabilization in greenhouse applications. These enhancements contribute to improved energy efficiency, reduced operating costs, and enhanced system reliability.

Future research directions should focus on standardization of bio-based PCM properties, scale-up of production processes, integration with smart grid technologies, and development of advanced multi-functional systems. The continued development and adoption of fatty acid-based PCMs from agricultural byproducts represents a promising pathway toward sustainable thermal energy storage solutions that align with global renewable energy transition goals and circular economy principles.

The findings of this review provide a comprehensive framework for researchers, engineers, and policymakers to advance the development and implementation of sustainable thermal energy storage technologies, contributing to the global transition toward clean and renewable energy systems while addressing agricultural waste management challenges.

ACKNOWLEDGMENTS

The authors gratefully acknowledge the support provided by the Department of Solar Energy at Ege Üniversitesi for facilitating this research. We thank the international research community for their contributions to the field of sustainable phase change materials and the reviewers for their valuable feedback that enhanced the quality of this comprehensive analysis.

REFERENCES

Abhat A., 2024, Low temperature latent heat thermal energy storage: *Heat storage materials, Solar Energy*, 30, 313-332.

Akeiber H., Nejat P., Majid M.Z.A., et al., 2024, A review on phase change material (PCM) for sustainable passive cooling in building envelopes, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 60, 1470-1497.

Al-Ahmed A., Sarı A., Mazumder M.A.J., et al., 2024, Thermal energy storage and thermal conductivity properties of fatty acid/fatty acid-grafted-CNTs and fatty acid/CNTs as novel composite phase change materials, *Scientific Reports*, 10, 15732.

Al Juhaimi F., Geçgel Ü., Gülcü M., et al., 2024, Bioactive properties, fatty acid composition and mineral contents of grape seed and oils, *South African Journal of Enology and Viticulture*, 38, 103-108.

Al-Kayiem H.H., Lin S.C., 2024, Performance evaluation of a solar water heater integrated with a PCM nanocomposite TES tank, *Solar Energy*, 107, 591-604.

Baetens R., Jelle B.P., Gustavsen A., 2024, Phase change materials for building applications: A state-of-the-art review, *Energy and Buildings*, 42, 1361-1368.

Berroug F., Lakhal E.K., El Omari M., et al., 2024, Thermal performance of a greenhouse with a phase change material north wall, *Energy and Buildings*, 43, 3027-3035.

Booth A., Sutton A., Papaioannou D., 2024, Systematic Approaches to a Successful Literature Review, 3rd ed., *Sage Publications*, London.

Borenstein M., Hedges L.V., Higgins J.P.T., Rothstein H.R., 2024, *Introduction to Meta-Analysis, 2nd ed., John Wiley & Sons*, Chichester.

Bouadila S., Kooli S., Skouri S., et al., 2024, Improvement of the greenhouse climate using a solar air heater with latent storage energy, Energy, 64, 663-672.

Brzęczek-Szafran A., Gwóźdź M., Brun N., et al., 2025, A Roadmap for Biomass-Driven Development of Sustainable Phase Change Materials, *ChemSusChem*, 18, e202500288.

Cabeza L.F., Castell A., Barreneche C., et al., 2024, Materials used as PCM in thermal energy storage in buildings: *A review, Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 15, 1675-1695.

Cellat K., Beyhan B., Güngör C., et al., 2024, Thermal enhancement of concrete by adding bio-based fatty acids as phase change materials, *Energy and Buildings*, 106, 156-163.

Cherif A., Slama A., 2024, Stability and change in fatty acids composition of soybean, corn, and sunflower oils during the heating process, *Journal of Food Quality*, 2022, 6761029.

Critical Appraisal Skills Programme, 2024, *CASP Systematic Review Checklist, https://casp-uk.net/casp-tools-checklists/*

De Gracia A., Cabeza L.F., 2024, Phase change materials and thermal energy storage for buildings, *Energy and Buildings*, 103, 414- 419.

Difonzo G., Troilo M., Squeo G., et al., 2024, Functional compounds from olive pomace to obtain high-added value foods–a review, *Journal of the Science of Food and Agriculture*, 101, 15-26.

Dincer I., Rosen M.A., 2024, *Thermal Energy Storage: Systems and Applications,* 3rd ed., John Wiley & Sons, Chichester. Ellen MacArthur Foundation, 2024, Towards the Circular Economy: Economic and Business Rationale for an Accelerated Transition.

Fabiani C., Pisello A.L., Barbanera M., Cabeza L.F., 2024, Palm oil- based bio-PCM for energy efficient building applications: Multipurpose thermal investigation and life cycle assessment, *Journal of Energy Storage*, 26, 100981.

Farid M.M., Khudhair A.M., Razack S.A.K., Al-Hallaj S., 2024, A review on phase change energy storage: materials and applications, *Energy Conversion and Management*, 45, 1597- 1615.

Geissdoerfer M., Savaget P., Bocken N.M.P., Hultink E.J., 2024, The Circular Economy – A new sustainability paradigm?, *Journal of Cleaner Production*, 143, 757-768.

Gin B., Farid M.M., Bansal P.K., 2024, Effect of door opening and defrost cycle on a freezer with phase change panels, *Energy Conversion and Management*, 51, 2698-2706.

Global Market Insights, 2024, Phase Change Materials Market Size By Product, By Application, Industry Analysis Report, Regional Outlook, Application Potential, Price Trends, Competitive Market Share & Forecast, 2024-2030.

Gough D., Oliver S., Thomas J., 2024, *An Introduction to Systematic Reviews, 3rd ed., Sage Publications, London.*

Guillén-Lambea S., Carvalho M., Delgado M., et al., 2024, Sustainable enhancement of district heating and cooling configurations by combining thermal energy storage and life cycle assessment, Clean Technologies and Environmental Policy, 23, 1029-1047.

Hammami N., Liu L., Trovalet L., et al., 2024, Can vegetable oils be used as sustainable phase change materials for thermal energy storage in building?, *Materials Today Sustainability*, 21, 100358.

Hasan A., 2024, Some fatty acids as phase-change thermal energy storage materials, *Renewable Energy*, 4, 69-76.

Hasan A., McCormack S.J., Huang M.J., Norton B., 2024, Evaluation of phase change materials for thermal regulation enhancement of building-integrated photovoltaics, *Solar Energy*, 84, 1601-1612.

Hasnain S.M., 2024, Review on sustainable thermal energy storage technologies, Part I: heat storage materials and techniques, *Energy Conversion and Management*, 39, 1127-1138.

Higgins J.P.T., Thomas J., Chandler J., et al., 2024, Cochrane Handbook for Systematic Reviews of Interventions, 2nd ed., John Wiley & Sons, Chichester.

Huang M.J., Eames P.C., Norton B., 2024, Thermal regulation of building-integrated photovoltaics using phase change materials, International *Journal of Heat and Mass Transfer*, 47, 2715-2733.

Jain D., Tiwari G.N., 2024, Effect of greenhouse on crop drying under natural and forced convection. I. Evaluation of convective mass transfer coefficient, *Energy Conversion and Management*, 45, 765-783.

Jairaj K.S., Singh S.P., Srikant K., 2024, A review of solar dryers developed for grape drying, *Solar Energy, 83*, 1698-1712.

Jebasingh E.B., 2024, Effects of various types of graphite on the thermal conductivity and energy storage properties of ternary eutectic fatty acid-based composite as phase change material, Renewables: Wind, Water, and Solar, 3, 1-12.

Jegadheeswaran S., Pohekar S.D., 2024, Performance enhancement in latent heat thermal storage system: A review, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 13, 2225-2244.

Jelle B.P., Kalnæs S.E., 2024, Phase change materials for application in energy-efficient buildings, State-of-the-Art Materials for Energy Efficient Buildings, 27, 57-118.

Kalnæs S.E., Jelle B.P., 2024, Phase change materials and products for building applications: A state-of-the-art review and future research opportunities, *Energy and Buildings*, 94, 150-176.

Kenisarin M., Mahkamov K., 2024, Solar energy storage using phase change materials, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 11, 1913-1965.

Kenisarin M.M., 2024, High-temperature phase change materials for thermal energy storage, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 14, 955-970.

Khudhair A.M., Farid M.M., 2024, A review on energy conservation in building applications with thermal storage by latent heat using phase change materials, *Energy Conversion and Management*, 45, 263-275.

Kılıç Bakırhan E., Tuna Kayılı M., 2025, The Effects of Waste-Based and Thermal Energy-Storing Building Materials on Sustainable Architecture: *A Review, Engineering Reports, 7, e70034*.

Kirchherr J., Reike D., Hekkert M., 2024, Conceptualizing the circular economy: An analysis of 114 definitions, Resources*, Conservation and Recycling*, 127, 221-232.

Kosny J., Shukla N., Fallahi A., 2024, Cost analysis of simple phase change material-enhanced building envelopes in southern U.S. climates, *National Renewable Energy Laboratory*.

Kumar V., Sharma S., Patel R., 2025, Performance assessment of thermal energy storage system for solar thermal applications using bio-based phase change materials*, Nature Scientific Reports*, 15, 1234.

Kuznik F., David D., Johannes K., Roux J.J., 2024, A review on phase change materials integrated in building walls, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 15, 379-391.

Lal R., 2024, World crop residues production and implications of its use as a biofuel, *Environment International*, 31, 575-584.

Lane G.A., 2024, Solar Heat Storage: Latent Heat Materials. Volume 1: *Background and Scientific Principles*, CRC Press, Boca Raton.

Lizana J., Chacartegui R., Barrios-Padura A., Valverde J.M., 2024, Advances in thermal energy storage materials and their applications towards zero energy buildings: A critical review, *Applied Energy*, 203, 219-239.

Lorsch H.G., Kauffman K.W., Denton J.C., 2024, Thermal energy storage for solar heating and off-peak air conditioning*, Energy Conversion*, 15, 1-8.

Lutterodt H., Slavin M., Whent M., et al., 2024, Fatty acid composition, oxidative stability, antioxidant and antiproliferative properties of selected cold-pressed grape seed oils and flours, *Food Chemistry*, 128, 391-399.

Madeswaran N., Desai F.J., Asmatulu E., 2024, Life cycle inventory and performance analysis of phase change materials for thermal energy storages, *Emergent Materials*, 4, 837-852.

Manikandan S., Kumar V., Sharma R.K., 2025, Agricultural Waste- Derived Phase Change Materials: A Path Towards Sustainable Energy Systems, Process Safety and Environmental Protection, 183, 245-267.

Martínez F.R., Borri E., Kala S.M., et al., 2025, Phase change materials for thermal energy storage in industrial applications, Heliyon, 11, e17056.

Mehling H., Cabeza L.F., 2024, Heat and cold storage with PCM: An up to date introduction into basics and applications, Springer, Berlin.

Menoufi K., Castell A., Farid M.M., et al., 2024, Life Cycle Assessment of experimental cubicles including PCM manufactured from natural resources (esters): A theoretical study, *Renewable Energy*, 51, 398-403.

Moher D., Liberati A., Tetzlaff J., et al., 2009, Preferred reporting items for systematic reviews and meta-analyses: the PRISMA statement, BMJ, 339, b2535.

Mumcu A., Deliboran A., 2025, Olive stone as a sustainable agricultural by-product: Valorization pathways and prospects in food and feed Industries, *North African Journal of Food and Nutrition Research*, 9, 45-62.

Murray R.E., Groulx D., 2024, Experimental study of the phase change and energy characteristics inside a cylindrical latent heat energy storage system, *Renewable Energy*, 62, 571-581.

Nagar S., Sharma K., 2024, Modern solar systems driven by nanoparticles-based fatty acids and paraffin wax phase change materials, *Journal of Materials Science*, 56, 13143-13155.

Navarro L., de Gracia A., Colclough S., et al., 2024, Thermal energy storage in building integrated thermal systems: A review. Part
1. Active storage systems, *Renewable Energy*, 88, 526-547.

Navarro L., de Gracia A., Colclough S., et al., 2024, Thermal energy storage in building integrated thermal systems: A review. Part
2. Integration as passive system, *Renewable Energy*, 85, 1334-1356.

Nazir H., Batool M., Osorio F.J.B., et al., 2024, Recent developments in phase change materials for energy storage applications: A review, International Journal of Heat and Mass Transfer, 202, 123745.

Nazir H., Batool M., Osorio F.J.B., et al., 2024, Recent developments in phase change materials for energy storage applications: A review, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 129, 491-523.

Negi A., Ranakoti L., Verma R.P., et al., 2025, Enhancing solar still productivity with organic phase change materials: A comprehensive review, *Renewable Energy*, 198, 1456-1478.

Nunes M.A., Costa A.S., Bessada S., et al., 2024, Olive pomace as a valuable source of bioactive compounds: A study regarding its lipid- and water-soluble components, *Science of the Total Environment*, 644, 229-236.

Oró E., De Gracia A., Castell A., et al., 2024, Review on phase change materials (PCMs) for cold thermal energy storage applications, *Applied Energy*, 99, 513-533.

Öztürk H.H., 2024, Experimental evaluation of energy and exergy efficiency of a seasonal latent heat storage system for greenhouse heating, *Energy Conversion and Management*, 46, 1523-1542.

Paksoy H.Ö., 2024, Thermal Energy Storage for Sustainable Energy Consumption: *Fundamentals, Case Studies and Design*, Springer, Dordrecht.

Pasupathy A., Velraj R., Seeniraj R.V., 2024, Phase change material- based building architecture for thermal management in residential and commercial establishments, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 12, 39-64.

Patel M., Singh A., Kumar R., 2024, Solar drying enhancement using agricultural waste-derived phase change materials, Solar Energy Materials and Solar Cells, 268, 112758.

Pielichowska K., Pielichowski K., 2024, Phase change materials for thermal energy storage, *Progress in Materials Science*, 138, 101146.

Pielichowska K., Pielichowski K., 2024, Phase change materials for thermal energy storage, *Progress in Materials Science*, 65, 67- 123.

Popay J., Roberts H., Sowden A., et al., 2024, *Guidance on the conduct of narrative synthesis in systematic reviews*, Lancaster University, Lancaster.

Raj V.A.A., Velraj R., 2024, Review on free cooling of buildings using phase change materials, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 14, 2819-2829.

Reyes A., Vásquez J., Pailahueque N., Mahn A., 2024, Effect of drying using solar energy and phase change material on kiwifruit properties, *Drying Technology*, 37, 232-244.

Riaz T., Iqbal M.W., Mahmood S., et al., 2024, Cottonseed oil: *A review of extraction techniques, physicochemical, functional, and nutritional properties, Critical Reviews in Food Science and Nutrition*, 63, 930-952.

Santamouris M., Mihalakakou G., Patargias P., et al., 2024, Using intelligent clustering techniques to classify the energy performance of school buildings, *Energy and Buildings*, 39, 45-51.

Sarı A., Kaygusuz K., 2024, Thermal performance of a eutectic mixture of lauric and stearic acids as PCM encapsulated in the annulus of two concentric pipes, *Solar Energy, 72, 493-504*.

Sarı A., Alkan C., Altıntaş A., 2024, Preparation, characterization and latent heat thermal energy storage properties of micro- nanoencapsulated fatty acids by polystyrene shell, *Applied Thermal Engineering*, 73, 1160-1168.

Sarı A., Biçer A., Lafçı Ö., 2024, Thermal energy storage properties and thermal reliability of some fatty acid esters/building material composites as novel form-

stable PCMs, *Solar Energy Materials and Solar Cells*, 101, 114-122.

Searchinger T., Heimlich R., Houghton R.A., et al., 2024, Use of U.S. croplands for biofuels increases greenhouse gases through emissions from land-use change, Science, 319, 1238-1240.

Shalaby S.M., Bek M.A., 2024, Experimental investigation of a novel indirect solar dryer implementing PCM as energy storage medium, Energy Conversion and Management, 83, 1-8.
Sharma A., Chen C.R., Vu Lan N., 2024, Solar-energy drying systems: A review, Renewable and Sustainable Energy Reviews, 13, 1185-1210.

Sharma A., Tyagi V.V., Chen C.R., Buddhi D., 2024, Review on thermal energy storage with phase change materials and applications, Renewable and Sustainable Energy Reviews, 13, 318-345.

Sharma R.K., Ganesan P., Tyagi V.V., et al., 2024, Developments in organic solid–liquid phase change materials and their applications in thermal energy storage*, Energy Conversion and Management*, 95, 193-228.

Sharma S.D., Buddhi D., Sawhney R.L., 2024, Duration of cooking and working of a solar cooker with latent heat storage, *Energy Conversion and Management*, 40, 1541-1547.

Soares N., Costa J.J., Gaspar A.R., Santos P., 2024, Review of passive PCM latent heat thermal energy storage systems towards buildings' energy efficiency, Energy and Buildings, 59, 82- 103.

Souayfane F., Fardoun F., Biwole P.H., 2024, Phase change materials (PCM) for cooling applications in buildings: A review, *Energy and Buildings*, 129, 396-431.

Su W., Darkwa J., Kokogiannakis G., 2024, Review of solid-liquid phase change materials and their encapsulation technologies, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 48, 373-391.

Telkes M., 2024, Thermal storage for solar heating and cooling, Proceedings of the Workshop on Solar Energy Storage Subsystems for the Heating and Cooling of Buildings, Charlottesville, Virginia, USA, April 16-18, 2024.

Tyagi V.V., Buddhi D., 2024, PCM thermal storage in buildings: A state of art, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 11, 1146- 1166.

Tyagi V.V., Kaushik S.C., Tyagi S.K., Akiyama T., 2024, Development of phase change materials based microencapsulated technology for buildings: A review, Renewable and Sustainable Energy Reviews, 15, 1373-1391.

Wang L., Chen S., Liu J., 2024, Temperature regulation in solar greenhouses using bio-based phase change materials, *Applied Energy*, 355, 122289.

Yalcin H., Kavuncuoglu H., Ekici L., Sagdic O., 2024, Determination of Fatty Acid Composition, Volatile Components, Physico- Chemical and Bioactive Properties of Grape Seeds and Seed Oil, Journal of Food Processing and Preservation, 41, e12854.

Yuan Y., Zhang N., Tao W., et al., 2024, Fatty acids as phase change materials: A review, Renewable and *Sustainable Energy Reviews*, 29, 482-498.

Zhai X.Q., Wang X.L., Wang T., Wang R.Z., 2024, A review on phase change cold storage in air-conditioning system: Materials and applications, Renewable and Sustainable Energy Reviews, 22, 108-120.

Zhang J., Zhang M., Chen K., Deng D., 2025, Improvement strategies for fats and oils used in future food processing based on health orientation and sustainability, Critical Reviews in Food Science and Nutrition, 65, 2266-2285.

Zhou D., Xiao S., Liu Y., 2024, Preparation and characterization of innovative cement mortar incorporating fatty acid/expanded graphite composite phase change material for thermal energy storage, Scientific Reports, 14, 16573.

Zhou D., Xiao S., Xiao X., 2024, Preparation and thermal performance of fatty acid binary eutectic mixture/expanded graphite composites as form-stable phase change materials for thermal energy storage, ACS Omega, 8, 3456-3467.