

BAŞKENT ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ
MAKİNE MÜHENDİSLİĞİ ANABİLİM DALI
MAKİNE MÜHENDİSLİĞİ DOKTORA PROGRAMI

SENTETİK JET UYGULAMASININ RÜZGAR TÜRBİNİ
YOĞUNLAŞTIRICI PERFORMANSINA ETKİSİNİN İNCELENMESİ

HAZIRLAYAN

TEOMAN OKTAY KUTLUCA

DOKTORA
TEZİ

ANKARA - 2024

**BAŞKENT ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ
MAKİNE MÜHENDİSLİĞİ ANABİLİM DALI
MAKİNE MÜHENDİSLİĞİ DOKTORA PROGRAMI**

**SENTETİK JET UYGULAMASININ RÜZGAR TÜRBİNİ
YOĞUNLAŞTIRICI PERFORMANSINA ETKİSİNİN İNCELENMESİ**

HAZIRLAYAN

TEOMAN OKTAY KUTLUCA

DOKTORA TEZİ

TEZ DANIŞMANI

Prof. Dr. TAHİR YAVUZ

ANKARA - 2024

BAŞKENT ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

Makine Mühendisliği Anabilim Dalı Doktora Programı çerçevesinde Teoman Oktay Kutluca tarafından hazırlanan bu çalışma, aşağıdaki jüri tarafından Doktora Tezi olarak kabul edilmiştir.

Tez Savunma Tarihi: 15/01/2024

Tez Adı: Sentetik Jet Uygulamasının Rüzgar Türbini Yoğunlaştırıcı Performansına Etkisinin İncelenmesi

Tez Jüri Üyeleri (Unvanı, Adı - Soyadı, Kurumu)	İmza
Prof. Dr. Ünal Çamdalı, Yıldırım Beyazıt Üniversitesi	
Prof. Dr. Tahir Yavuz, Başkent Üniversitesi	
Prof. Dr. Hüseyin Yapıcı, Başkent Üniversitesi	
Dr. Öğr. Üyesi Levent Çolak, Başkent Üniversitesi	
Dr. Öğr. Üyesi Muhittin Bilgili, Gazi Üniversitesi	
Dr. Emre Koç, TUSAŞ A.Ş (Yardımcı Danışman)	

ONAY

Prof. Dr. Ömer Faruk ELALDI
Fen Bilimleri Enstitüsü Müdürü
Tarih :... / ... /

**BAŞKENT ÜNİVERSİTESİ FEN
BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ
DOKTORA TEZ ÇALIŞMASI ORJİNALLİK RAPORU**

Tarih: 18/01/2024

Öğrencinin Adı, Soyadı: Teoman Oktay Kutluca

Öğrencinin Numarası: 21810273

Anabilim Dalı: Makine

Mühendisliği Programı: Doktora

Danışmanın Unvanı/Adı, Soyadı: Prof. Dr. Tahir Yavuz

Tez Başlığı: Sentetik Jet Uygulamasının Rüzgar Türbini Yoğunlaştırıcı Performansına Etkisinin İncelenmesi

Yukarıda başlığı belirtilen Doktora tez çalışmamın; Giriş, Ana Bölümler ve Sonuç Bölümünden oluşan, toplam 105 sayfalık kısmına ilişkin, 18/01/2024 tarihinde tez danışmanım tarafından Turnitin adlı intihal tespit programından aşağıda belirtilen filtrelemeler uygulanarak alınmış olan orijinallik raporuna göre, tezimin benzerlik oranı % 13'dir. Uygulanan filtrelemeler:

1. Kaynakça hariç
2. Alıntılar hariç
3. Beş (5) kelimeden daha az örtüşme içeren metin kısımları hariç

"Başkent Üniversitesi Enstitüleri Tez Çalışması Orijinallik Raporu Alınması ve Kullanılması Usul ve Esaslarını" inceledim ve bu uygulama esaslarında belirtilen azami benzerlik oranlarına tez çalışmamın herhangi bir intihal içermediğini; aksinin tespit edileceği muhtemel durumda doğabilecek her türlü hukuki sorumluluğu kabul ettiğimi ve yukarıda vermiş olduğum bilgilerin doğru olduğunu beyan ederim.

Öğrenci İmzası:

ONAY

Tarih: 18/01/2024

Öğrenci Danışmanı

Prof. Dr. Tahir YAVUZ

TEŞEKKÜR

Yazar, bu çalışmanın gerçekleşmesinde katkılarından dolayı, aşağıda adı geçen kişi ve kuruluşlara içtenlikle teşekkür eder.

Tez danışmanım, saygı değer hocam, Prof. Dr. Tahir Yavuz, çalışmamın her aşamasında bana yol gösterici olmuş ve çok değerli katkılar sağlamıştır.

Tez izleme jürisinde yer alan hocalarım, Dr. Öğr. Üyesi Levent Çolak'a, Dr. Öğr. Üyesi Muhittin Bilgili'e ve Dr. Öğr. Üyesi Emre Koç'a, savunma jürisinde yer alan hocalarım, Prof. Dr. Hüseyin Yapıcı ve Prof. Dr. Ünal Çamdalı' ya bilgi ve deneyimleriyle çalışmama vermiş oldukları katkılardan dolayı çok teşekkür ederim.

Sayısal analizlerdeki yardımlarından dolayı Taylan Nurlu'ya, ayrıca tüm doktora süreci boyunca yardımlarını esirgemeyen Prof. Dr. Tansel İç hocama çok teşekkür ederim.

Tez çalışmam süresince beni destekleyen, her zaman yanımda olan aileme ve biricik kızım Ela Su'ya çok teşekkür ederim.

ÖZET

Teoman Oktay KUTLUCA

SENTETİK JET UYGULAMASININ RÜZGAR TÜRBİNİ YOĞUNLAŞTIRICI PERFORMANSINA ETKİSİNİN İNCELENMESİ

Başkent Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü

Makine Mühendisliği Anabilim Dalı

2024

Son yıllarda, enerji trendlerinde bir değişim gözlemlenmektedir. Enerji üretiminin odak noktası, geleneksel fosil ve nükleer bazlı enerji üretiminden daha temiz ve daha sürdürülebilir yenilenebilir kaynaklara doğru kaymaktadır. Temiz elektrik üretimi için potansiyel kaynaklar arasında rüzgar enerjisinin, önemli ölçüde daha yüksek çıktıları ve daha düşük maliyetleri nedeniyle umut verici bir geleceğe sahip olduğuna inanılmaktadır. Gelecekteki muazzam büyüme potansiyeli nedeniyle rüzgar enerjisi sektörü, büyük rüzgar potansiyeline sahip bölgelerden maksimum verim elde edebilecek türbinler geliştirmeye yönelmektedir. Ayrıca rüzgar enerjisi sektörü düşük rüzgar potansiyeline sahip bölgelerde ise özel rüzgar türbinlerini tasarlamaktadır. Bu çalışmada rüzgar türbinleri için türbin performansını arttırmak ve düşük rüzgar hızlarında enerji üretimi imkanı sağlamak amacı ile literatürde daha önce kullanılmamış (rüzgar türbini-yoğunlaştırıcı-sentetik jet) kombinasyonu ile yoğunlaştırıcı tasarımı amaçlanmaktadır. Bu çalışmada herhangi bir ekstra eleman kullanmadan, yoğunlaştırıcı çıkışındaki akış alanını sentetik jet uygulaması ile kontrol ederek, yoğunlaştırıcı performansının iyileştirmek hedeflenmektedir. Böylece sentetik jet ile kombine sistemin (türbin rotoru+yoğunlaştırıcı+sentetik jet) optimizasyonu yapılarak maksimum performans için optimum geometrik, akış şartları optimize edilip doğrulama çalışmaları ile birlikte iki boyutlu (2D) ve üç boyutlu (3D) hesaplamalı akışkanlar dinamiği (HAD) analizleri yapılmaktadır. Sentetik jet kullanılan kontrollü durum için başlangıç parametreleri ile yapılan analizlerde durma (stall) başlangıç hücum açısı 16° 'den 19° 'ye çıkartılarak akış ayrılmasının 3° geciktirildiği görülmektedir. Mevcut çalışmada kontrolsüz duruma göre yaklaşık % 14,9 kaldırma katsayısı (C_L) artışı elde edilmektedir. Optimum yoğunlaştırıcı geometrisinde, türbini temsil eden disk üzerindeki hız değeri serbest akış hızına göre ortalama olarak 1.33 kat artırılmıştır. Analizler için periyodik ve tam geometri, akış alanı ve ağ yapısı oluşturulmakta ve çoklu referans çerçe ve

modeli (MRF) ve kayan ağ modeli (SMM) kullanılarak değişik uç hız oranlarında ($\lambda = 3,4,5,6,7,8$) farklı devir sayıları için tork değerleri elde edilmekte ve güç katsayısı hesaplanmaktadır. SMM modeli zamana bağlı (transient) olarak çözülmekte ve sentetik jet hızı için bir kullanıcı tanımlı fonksiyon (UDF) tanımlanmaktadır. Özellikle güç katsayısının (C_p) maksimum olduğu $\lambda = 7$ 'deki sonuçlara göre, Periyodik geometri MRF metoduyla sentetik jetli yoğunlaştırıcılı türbin ile yapılan analizlerde yalın türbine göre 3.1 kat ve flaplı-yoğunlaştırıcılı türbine göre ise 1.27 kat güç (C_p) artışı elde edilmektedir. Tam geometri MRF metoduyla sentetik jetli yoğunlaştırıcılı türbin ile yapılan analizlerde yalın türbine göre 3.1 kat, tam geometri SMM metoduyla yapılan analizlerde ise yalın türbine göre 3.125 kat ve flaplı-yoğunlaştırıcılı türbine göre ise 1.275 kat güç (C_p) artışı elde edilmektedir.

Anahtar kelimeler: Yoğunlaştırıcılı Türbin, Sentetik Jet, CFD, 3D, Çoklu Referans Çerçevesi modeli (MRF), Kayar Örgü Modeli (SMM)

ABSTRACT

Teoman Oktay KUTLUCA

ANALYSIS OF THE EFFECT OF SYNTHETIC JET APPLICATION ON WIND TURBINE CONCENTRATOR PERFORMANCE

Baskent University Institute of Science and

Engineering Department of Mechanical

Engineering

2024

In recent years, there has been a shift in energy trends. The focus of energy production is moving towards cleaner and more sustainable renewable sources, away from traditional fossil and nuclear-based energy production. Wind energy is believed to have a promising future for clean electricity production, thanks to significantly higher outputs and lower costs. Due to the immense growth potential in the future, the wind energy sector is working on developing turbines that can maximize efficiency in regions with substantial wind resources. Additionally, in areas with low wind potential, the wind energy sector is designing specialized wind turbines. This study aims to design a concentrator using a previously unused combination in the literature (wind turbine-concentrator-synthetic jet) to enhance turbine performance and enable energy production at low wind speeds. The goal in concentrator design is to increase wind speed by reducing pressure at the ducted outlet. In this study, the focus is on improving concentrator performance by controlling the flow field at the concentrator outlet using synthetic jet application, without the use of any additional elements. Thus, by optimizing the combined system (turbine rotor + concentrator + synthetic jet) with the synthetic jet, the optimum geometric and flow conditions were optimized for maximum performance and two-dimensional (2D) and three-dimensional (3D) computational fluid dynamics (CFD) flow analyzes were carried out along with verification studies. In the analysis made with the initial parameters for the controlled situation where synthetic jet was used, it was seen that the initial stall angle of attack increased from 16° to 19° , and the flow separation was delayed by 3° . In the current study, an approximately 14.9% increase in lift coefficient (C_L) was achieved compared to

the uncontrolled condition. In the optimum concentrator geometry, the velocity value on the disk representing the turbine increased on average 1.33 times compared to the free flow velocity. Periodic and full geometries, flow field, and network structure were created for analyses, and torque values were obtained using the multiple reference frame model (MRF) method and sliding mesh model (SMM) at different tip speed ratios ($\lambda = 3, 4, 5, 6, 7, 8$) for various rotational speeds. The power coefficient was calculated as well. The SMM model was solved transiently (time-dependent), and a User-Defined Function (UDF) was defined for synthetic jet velocity. Particularly, based on the results obtained at $\lambda = 7$, where the power coefficient (C_p) was maximum, in the analyses conducted with the periodic geometry and the MRF method for a synthetic jet-driven concentrator turbine, a 3.1-times increase in power (C_p) was achieved compared to the bare turbine, and a 1.27-times increase compared to the flapped-concentrator turbine. In the analyses conducted with the full geometry and the MRF method for a synthetic jet-driven concentrator turbine, a 3.1-times increase in power was achieved compared to the bare turbine. In the analyses conducted with the full geometry and the SMM method, a 3.125-times increase in power was achieved compared to the bare turbine, and a 1.275-times increase compared to the flapped- concentrator turbine. concentrator

Key words: Concentrator Turbine, Synthetic Jet, CFD, 3D, Multiple Reference Frame model (MRF), Sliding Mesh Model (SMM)

İÇİNDEKİLER

TEŞEKKÜR.....	i
ÖZET.....	ii
ABSTRACT.....	iv
İÇİNDEKİLER	vi
TABLolar LİSTESİ.....	ix
ŞEKİLLER LİSTESİ.....	xi
SİMGELER LİSTESİ.....	xv
1. GİRİŞ.....	1
1.1. Rüzgar Türbinleri.....	4
1.1.1. Rüzgar türbin çeşitleri.....	4
1.1.2. Yoğunlaştırıcı tip rüzgar türbinleri.....	6
1.2. Akış Kontrolü.....	8
1.2.1. Akış ayrılması.....	8
1.2.2. Akış kontrol sistemlerinin sınıflandırılması.....	10
1.2.2.1. Aktüatörler ve çeşitleri.....	10
1.3. Literatür Araştırması	14
1.4. Tezin Amaç ve Kapsamı.....	23
2. METODOLOJİ ve MATEMATİKSEL MODEL.....	25
2.1. Lineer Momentum Teorisi.....	25
2.2. Açısal Momentum Teorisi.....	26
2.3. Kanat Elemanları Teorisi.....	28
2.4. Kanat Elemanları Momentum Teorisi.....	31
2.5. Korunum Denklemleri ve Türbülans Modellemesi.....	33
2.5.1. Türbülans modellemesi.....	35

2.5.1.1. Boussinesq yaklaşımı.....	35
2.5.1.2. Spalart-Almaras türbülans modeli	36
2.5.1.3. k- ϵ türbülans modeli.....	36
2.5.1.4. Standart k- ω türbülans modeli.....	36
2.5.1.5. k- ω SST Türbülans Modeli.....	37
2.6. Hareketli Referans Çerçevesi Akışlar.....	39
2.6.1. Çoklu referans çerçeve modeli (MRF).....	40
2.6.2. Kayan ağ modeli (SMM).....	41
3. SENTETİK JET AKIŞ ANALİZİ.....	44
3.1. Kontrolsüz Akış Analizi.....	45
3.1.1. Kontrolsüz akış ağ yapısı.....	46
3.1.2. Kontrolsüz akış doğrulama analizleri.....	47
3.2. Kontrollü Akış Analizi.....	48
3.2.1. Kontrollü akış ağ yapısı.....	49
3.2.2. Kontrollü akış doğrulama analizleri.....	49
4. YOĞUNLAŞTIRICI AKIŞ ANALİZİ.....	55
4.1. Parametrelerin Belirlenmesi.....	55
4.2. Sayısal Çözüm.....	61
4.3. Akış Analizleri.....	64
4.3.1. Kontrolsüz akış analizi.....	64
4.3.1.1. Kontrolsüz akış ağ yapısı.....	64
4.3.1.2. Kontrolsüz akış doğrulama analizleri.....	65
4.3.2. Kontrollü akış analizi.....	67
4.3.2.1. Kontrollü akış ağ yapısı.....	67
4.3.2.2. Kontrollü akış analiz sonuçları.....	67

5. ÜÇ BOYUTLU (3D) AKIŞ ANALİZİ.....	75
5.1. 3D Türbin Akış Analizi.....	75
5.1.1. 3D türbin akış alanı ve ağ yapısı.....	75
5.1.2. 3D türbin doğrulama analizi.....	78
5.2. 3D Periyodik ve Tam Geometri Akış Analizi.....	86
5.2.1. 3D periyodik ve tam geometri akış alanı ve ağ yapısı.....	86
6. SONUÇ VE ÖNERİLER.....	102
6.1. Sonuçlar.....	102
6.2. Öneriler.....	104
KAYNAKLAR.....	106

TABLÖLER LİSTESİ

Sayfa

Tablo 1.1. Türkiye’de santral adedi ve elektrik kurulu gücü.....	3
Tablo 2.1. k - ω SST türbülans modeline ait sabit sayılar.....	39
Tablo 3.1. Referans değerler ve sınır koşulları.....	44
Tablo 3.2. 12° Hücüm açısında farklı mesh eleman sayılarına göre elde edilen kaldırma (C_L ve sürüklenme (C_D) katsayıları.....	46
Tablo 3.3. Lift Katsayıları karşılaştırılması.....	48
Tablo 3.4. Mevcut çalışma kontrollü ve Duvigneau çalışması kontrollü kaldırma katsayısı (C_L) karşılaştırması.....	51
Tablo 3.5. Mevcut çalışma kontrollü ve kontrolsüz kaldırma katsayısı (C_L).....	53
Tablo 4.1. Optimizasyon parametreleri ve seviyeleri.....	60
Tablo 4.2. Box Behnken deney planı had analizleri için.....	62
Tablo 4.3. Akış alanı için sınır koşulları ve referans değerler.....	64
Tablo 4.4. Ortalama hız değerlerinin karşılaştırılması.....	66
Tablo 4.5. Deney planına göre yapılan analizlerdeki ortalama hız değerleri.....	69
Tablo 4.6. Optimum tasarım parametreleri.....	71
Tablo 4.7. Kodlanmış katsayılar.....	72
Tablo 4.8. Excel solver çözümü ile ortalama hız değeri.....	74
Tablo 4.9. Yoğunlaştırıcı disk üzerindeki ortalama hız değerleri.....	74
Tablo 5.1. Periyodik geometri MRF metodu ile deney C_p değerleri karşılaştırması.....	79
Tablo 5.2. Tam geometri MRF metodu ile deney C_p değerleri karşılaştırması.....	80
Tablo 5.3. Tam geometri SSM metodu ile deney C_p değerleri karşılaştırması.....	81
Tablo 5.4. Tam geometri MRF ve SMM C_p değerleri karşılaştırması.....	84
Tablo 5.5. Mevcut çalışma sonuçları ile deneysel çalışma C_p değerleri farkı karşılaştırması.....	85

Tablo 5.6. Sentetik jetli-yoğunlaştırıcılı türbin ile yalın türbin ve referans deney karşılaştırması (periyodik geometri-MRF).....	90
Tablo 5.7. Sentetik jetli ve flaplı-yoğunlaştırıcılı türbin ile referans deney karşılaştırma tablosu (periyodik geometri –MRF).....	91
Tablo 5.8. Sentetik jetli-yoğunlaştırıcılı türbin ile yalın türbin ve referans deney karşılaştırması (tam geometri-MRF).....	94
Tablo 5.9. Sentetik jetli ve flaplı-yoğunlaştırıcılı türbin ile referans deney karşılaştırma tablosu (tam geometri –MRF).....	95
Tablo 5.10. Sentetik jetli-yoğunlaştırıcılı türbin ile yalın türbin ve referans deney karşılaştırması (tam geometri-SMM).....	97
Tablo 5.11. Sentetik jetli ve flaplı yoğunlaştırıcılı türbin ile referans deney karşılaştırması (tam geometri-SMM).....	98

ŞEKİLLER LİSTESİ

	Sayfa
Şekil 1.1. 2001’den 2023’e kadar küresel kümülatif kurulu rüzgar enerjisi kapasitesi.....	1
Şekil 1.2. Türkiye rüzgar atlası.....	2
Şekil 1.3. Türkiye’de santral adedi ve elektrik kurulu gücü dağılımı.....	3
Şekil 1.4. Rüzgâr türbini ve parçaları.....	4
Şekil 1.5. Rüzgar türbini çeşitleri.....	5
Şekil 1.6. Yatay ve dikey eksenli rüzgar türbinleri.....	5
Şekil 1.7. Yoğunlaştırıcı türleri.....	6
Şekil 1.8. Yoğunlaştırıcı türlerindeki (a) hız (b) basınç katsayısı dağılımları.....	6
Şekil 1.9. Kanat kesitli yoğunlaştırıcı.....	7
Şekil 1.10. Flanşlı yoğunlaştırıcı.....	8
Şekil 1.11. Kanat üzerinde akış ayrılması.....	9
Şekil 1.12. Akış içerisinde akış ayrılma noktasından önceki ve sonraki durum.....	9
Şekil 1.13. Akış kontrol aktüatörlerinin sınıflandırılması.....	11
Şekil 1.14. Bir sentetik jetin oluşturulmasında kullanılan yöntemler.....	12
Şekil 1.15. Krank-biyel mekanizması ile oluşturulan sentetik jet uyarıcısı.....	12
Şekil 1.16. Piezoelektrik aktüatörün şekilsel gösterimi.....	13
Şekil 1.17. Sentetik jet üreten bir cihazın şeması.....	14
Şekil 1.18. Sentetik jet.....	15
Şekil 1.19. Flaplı yoğunlaştırıcı.....	20
Şekil 2.1. Rüzgar türbini etrafındaki akış alanı.....	25
Şekil 2.2. Dönen dairesel akış kanalı.....	26
Şekil 2.3. Dönen dairesel akış kanalının sembollerle gösterimi.....	27
Şekil 2.4. Kanat elemanaları teoreminde N elemana bölünmüş bir kanat.....	28
Şekil 2.5. Türbin kanadına doğru akış.....	29
Şekil 2.6. Türbin kanadındaki kuvvetler.....	30

Şekil 2.7. MRF yaklaşımının gösterimi.....	41
Şekil 2.8. Kararsız etkileşimlerin gösterimi.....	42
Şekil 2.9. Hücre bölgelerinin zamana bağlı değişimi.....	43
Şekil 3.1. HAD analizlerinde kullanılan akış alanı ve boyutları.....	45
Şekil 3.2. Ağ yapısı bağımsızlığı grafiği.....	46
Şekil 3.3. Mevcut çalışmada analiz sonucu elde edilen y^+ değeri.....	47
Şekil 3.4. (a) Duvigneau ve Visonneau analiz sonuçları, (b) Shengli Cao ve arkadaşlarının analiz sonuçları.....	47
Şekil 3.5. Kaldırma katsayısı analiz sonuçları karşılaştırma.....	48
Şekil 3.6. Sentetik jet ağ yapısı.....	49
Şekil 3.7. Sentetik jetin kanat üzerindeki geometrik yapısı.....	50
Şekil 3.8. Mevcut çalışma kontrollü ve Duvigneau çalışması kontrollü kaldırma katsayısı (C_L) karşılaştırması.....	52
Şekil 3.9. Mevcut çalışma kontrolü ve kontrolsüz kaldırma katsayısı (C_L) grafiği.....	53
Şekil 3.10. Kontrolsüz analizde hız dağılımları (hücum açısı 20°).....	54
Şekil 3.11. Kontrollü analizde hız dağılımları (hücum açısı 20°).....	54
Şekil 4.1. Sentetik jet görünümü.....	56
Şekil 4.2. Sentetik jete ait dört farklı boşluk şekli.....	58
Şekil 4.3. Farklı boşluk şekli için aerodinamik performans çalışması.....	59
Şekil 4.4. Sebep-etki diyagramı.....	60
Şekil 4.5. HAD analizlerinde kullanılan akış alanı ve boyutları.....	64
Şekil 4.6. Kontrolsüz akış alanı ağ yapısı	65
Şekil 4.7. Ortalama hız değerleri karşılaştırma.....	66
Şekil 4.8. Sentetik jet ağ yapısı.....	67
Şekil 4.9. Sentetik jetin parametreleri ve konumlarının gösterimi.....	68
Şekil 4.10. Optimizasyon sonucunda elde edilen ortalama hız değer grafiği.....	71
Şekil 4.11. Ortalama hıza etki eden parametrelerin gösterimi.....	72

Şekil 4.12. Normallik doğrusu grafiği.....	73
Şekil 5.1. Periyodik geometri akış alanı.....	76
Şekil 5.2. Periyodik geometri kanat ağ yapısı.....	76
Şekil 5.3. Tam geometri ve akış alanı.....	77
Şekil 5.4. Tam geometri kanat ağ yapısı.....	77
Şekil 5.5. Krogstad ve arkadaşlarının deney, kanat elemanları teoremi ve fluent analiz sonuçları grafiği.....	78
Şekil 5.6. Periyodik geometri MRF metodu ile deney C_p değerleri karşılaştırması grafiği.....	79
Şekil 5.7. Tam geometri MRF metodu ile deney C_p değerleri karşılaştırması grafiği.....	80
Şekil 5.8. Tam geometride SMM metodu ile deney C_p değerlerinin karşılaştırması graf...81	
Şekil 5.9. $\lambda=6$ SMM kalıntıların grafikleri.....	82
Şekil 5.10. $\lambda=6$ SMM moment grafikleri.....	82
Şekil 5.11. $\lambda=6$ için hız büyüklüğü konturları.....	83
Şekil 5.12. $\lambda=6$ için hız büyüklüğü akış çizgileri.....	83
Şekil 5.13. Tam geometride MRF-SMM metodu C_p değerlerinin karşılaştırması grafiği...84	
Şekil 5.14. Periyodik geometri akış alanı.....	87
Şekil 5.15. Periyodik geometri kanat ağ yapısı.....	87
Şekil 5.16. Tam geometri ve akış alanı.....	88
Şekil 5.17. Tam geometri kanat ağ yapısı.....	88
Şekil 5.18. Yoğunlaştırıcı üzerindeki sentetik jetin görünümü.....	89
Şekil 5.19. Sentetik jetli–yoğunlaştırıcı türbin ile yalın ve referans deney karşılaştırma grafiği (periyodik geometri-MRF).....	90
Şekil 5.20. Sentetik jetli–yoğunlaştırıcı türbin ile flaplı-yoğunlaştırıcı türbin ve referans deney karşılaştırma grafiği (periyodik geometri-MRF).....	91
Şekil 5.21. Periyodik geometri-MRF $\lambda= 7$ 'deki hız dağılımları.....	92
Şekil 5.22. Periyodik geometri-MRF $\lambda= 7$ 'deki sentetik jettdeki hız dağılımları.....	92

Şekil 5.23. Periyodik geometri-MRF $\lambda = 7$ 'deki hız vektör dağılımları.....	93
Şekil 5.24. Periyodik geometri-MRF $\lambda = 7$ 'deki hız akış çizgileri.....	93
Şekil 5.25. Periyodik geometri-MRF $\lambda = 7$ 'deki hız akış çizgileri.....	94
Şekil 5.26. Sentetik jetli-yoğunlaştırıcı türbin ile yalın ve referans deney karşılaştırma grafiği (tam geometri-MRF).....	95
Şekil 5.27. Sentetik jetli ve flaplı-yoğunlaştırıcı türbin ile referans deney karşılaştırma (tam geometri -MRF) grafiği.....	96
Şekil 5.28. Sentetik jetli-yoğunlaştırıcı türbin ile yalın türbin ve referans deney karşılaştırması (tam geometri-SMM).....	97
Şekil 5.29. Sentetik jetli ve flaplı yoğunlaştırıcı türbin ile referans deney karşılaştırması (tam geometri-SMM).....	98
Şekil 5.30. $\lambda = 7$ 'deki tam geometride SMM metodu ile yapılan analizde moment grafiği.....	99
Şekil 5.31. $\lambda = 7$ 'deki tam geometride SMM metodu ile yapılan analizde kalıntı grafiği.....	100
Şekil 5.32. $\lambda = 7$ 'deki tam geometride SMM metodu hız dağılım grafiği.....	100
Şekil 5.33. $\lambda = 7$ 'deki tam geometride SMM metodu yoğunlaştırıcı hız dağılım grafiği.....	101

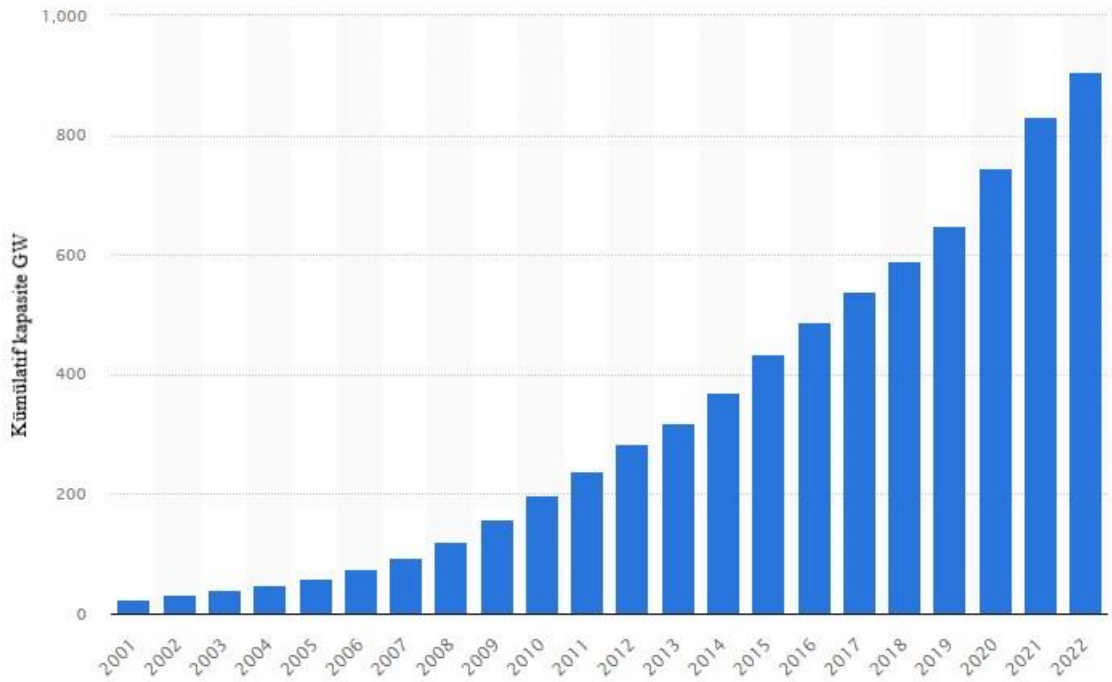
SİMGELER VE KISALTMALAR LİSTESİ

a	eksenel indüksiyon oranı (-)
a'	açısal indüksiyon oranı (-)
c	veter uzunluğu (m)
C_L	kaldırma kuvveti katsayısı (-)
C_D	direnç kuvvet katsayısı (-)
C_T	itki kuvvet katsayısı (-)
C_P	güç katsayısı (-)
C_{pj}	basınç katsayısı (m^{-1})
D	türbin disk çapı (m)
dF_L	kaldırma kuvveti (N)
dF_D	sürüklenme kuvveti (N)
dF_N	normal kuvvet (N)
dF_T	teğetsel kuvvet (N)
F_x	eksenel kuvvet
F_θ	teğetsel kuvvet
K	türbülans kinetik enerjisi (m^2/s^2)
$\dot{m}$	kütle akışı
P	akış gücü (W)
S_M	momentum kaynak terimi (N/m^3)
T	itki kuvveti (N)
u', v', w'	çalkantı hızları (m/s)
$\bar{u}$	zaman ortalamalı hız
U_0, U_∞, U	serbest akış hızı (m/s)
U_2, U_3, U_N	disk üzerindeki hız (m/s)
λ	uç hız oranı (-)
φ	rüzgar hızının geliş açısı ($^\circ$)
α	hücum açısı ($^\circ$)
Q	uç kaybı düzeltme faktörü
ω	rotor açısal hızı (rad/sn)
ε	hız artış oranı (-)
γ	hız artış oranı ($C_T = 0$) (-)
μ_t	edi viskozitesi (kg/ms)
τ_{ij}	reynolds gerilmeleri (N/m^2)
β	geçirgenlik (m^2)
ΔX_m	disk kalınlığı (m)
λ_r	lokal uç hız oranı
η	mekanik verim
ρ	yoğunluk
σ'	lokal katılık
Ω	kanat dönme hızı
Re	reynold sayısı
μ	akışkanın dinamik viskozitesi
W	relative hız
N	kanat elemanları sayısı
M	mach sayısı
Δt	zaman adımı

1. GİRİŞ

Rüzgâr enerjisi, kullanımı giderek artan ve potansiyeli yeni keşfedilmiş tükenmez bir enerji kaynağıdır. Dünya rüzgâr enerji potansiyelini belirleyebilmek amacıyla Uluslararası Enerji Ajansı (IEA) tarafından çeşitli araştırmalar yapılmıştır. Bu araştırmalarda, 5.1 m/s üzerinde rüzgâr kapasitesine sahip bölgelerin, uygulamaya dönük ve toplumsal kısıtlar nedeni ile % 4'ünün kullanılacağı öngörüsüne dayanarak, dünya karasal teknik rüzgâr potansiyeli 53.000 TWh/yıl olarak hesaplanmıştır. Açık deniz (offshore) bölgelerinin potansiyeli ise 420.000 TWh/yıl olarak öngörülmektedir. Dünya genel elektrik tüketiminde devamlı artış olduğu dikkate alındığında, önümüzdeki yıllarda bu büyük potansiyelin daha etkin değerlendirilmesine yönelik çalışmaların artarak devam edeceği açıktır [1].

2001'den 2023'e kadar küresel kümülatif kurulu rüzgar enerjisi kapasitesine bakılacak olursa, Dünya çapında kurulu rüzgar gücünün kümülatif kapasitesinin 2023'e kadar yaklaşık 906 gigawatt'a ulaştığı görülmektedir [2].

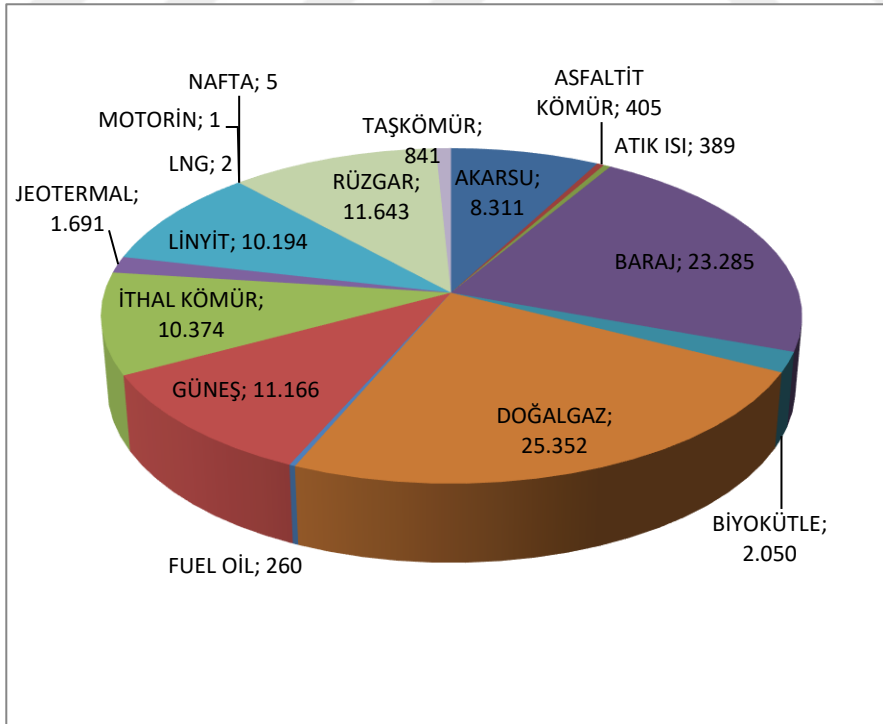


Şekil 1.1. 2001'den 2023'e kadar küresel kümülatif kurulu rüzgar enerjisi kapasitesi [2]

Ülkemizde ise 2006 yılında orta-ölçekli sayısal hava tahmin modeli ve mikro-ölçekli rüzgâr akış modeli kullanılarak 200 m yatay çözünürlükte hazırlanan Türkiye Rüzgâr

Tablo 1.1. Türkiye’de santral adedi ve elektrik kurulu gücü [5]

BİRİNCİL KAYNAKLARA GÖRE SANTRAL ADETLERİ VE KURULU GÜÇ		
BİRİNCİL KAYNAK	SANTRAL ADEDİ	KURULU GÜÇ (MW)
AKARSU	611	8.311
ASFALTİT KÖMÜR	1	405
ATIK ISI	95	389
BARAJ	143	23.285
BİYOKÜTLE	384	2.050
DOĞALGAZ	343	25.352
FUEL OİL	11	260
GÜNEŞ	10.860	11.166
İTHAL KÖMÜR	16	10.374
JEOTERMAL	63	1.691
LİNYİT	47	10.194
LNG	1	2
MOTORİN	1	1
NAFTA	1	5
RÜZGAR	363	11.643
TAŞKÖMÜR	4	841
TOPLAM	12.944	105.969

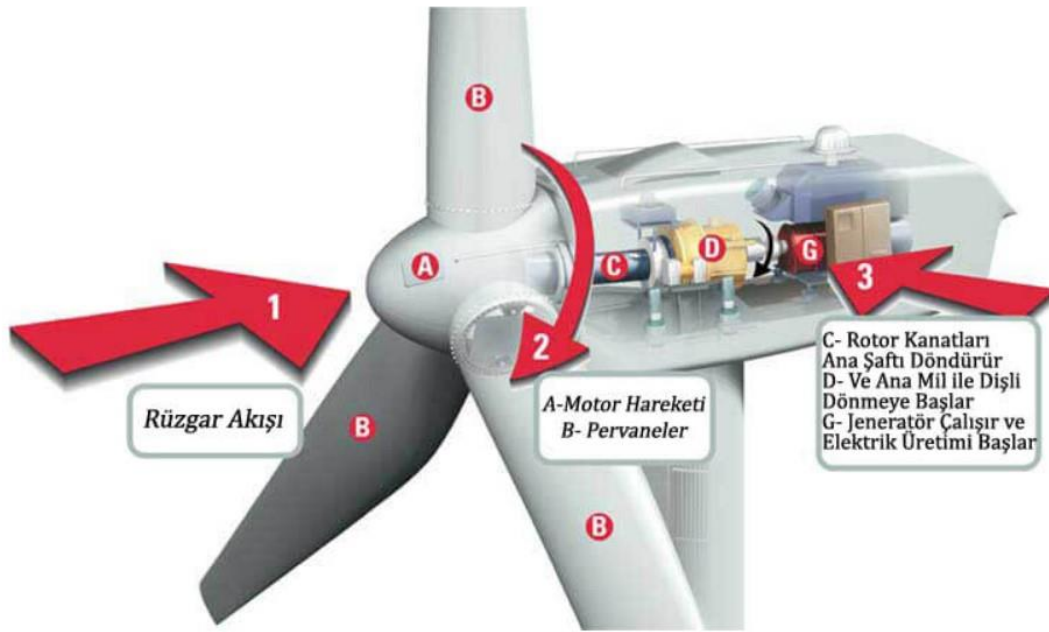


Şekil 1.3. Türkiye’de santral adedi ve elektrik kurulu gücü dağılımı [5]

Enerji ve Tabii Kaynaklar Bakanlığınca hazırlanan ‘Türkiye Ulusal Enerji Planı 2022’ belgesinde 2020-2035 döneminde rüzgâr enerjisi kurulu güç hedefi 29.6 GW olarak belirlenmiştir [6].

1.1. Rüzgar Türbinleri

Rüzgâr türbini, rüzgârdaki kinetik enerjiyi önce mekanik enerjiye daha sonra da elektrik enerjisine dönüştüren sistemdir. Bir rüzgâr türbini genel olarak kule, kanatlar, rotor, dişli kutusu, generatör (alternatör), elektrik-elektronik elemanlardan oluşur. Rüzgârın kinetik enerjisi rotorda mekanik enerjiye çevrilir. Rotor milinin devir hareketi hızlandırılarak gövdedeki generatöre aktarılır. Generatörden elde edilen elektrik enerjisi aküler vasıtasıyla depolanarak veya doğrudan alıcılara ulaştırılır. Rüzgâr türbinlerinin nasıl çalıştığını anlamak için iki önemli aerodinamik kuvvet iyi bilinmelidir. Bunlar sürüklenme ve kaldırma kuvvetleridir.



Şekil 1.4. Rüzgâr türbini ve parçaları [7]

1.1.1. Rüzgar türbin çeşitleri

Rüzgâr türbinleri dönme eksenlerine, devirlerine, güçlerine, kanat sayılarına, rüzgâr etkisine, dişli özelliklerine ve kurulum konumlarına göre sınıflandırılırlar.



Şekil 1.5. Rüzgar türbini çeşitleri [7]

Rüzgâr türbinleri dönme eksenine göre üç gruba ayrılırlar; yatay eksenli rüzgâr türbinleri, dikey eksenli (Darrieus ve Savonius) rüzgâr türbinleri ve eğik eksenli rüzgâr türbinleridir [7].

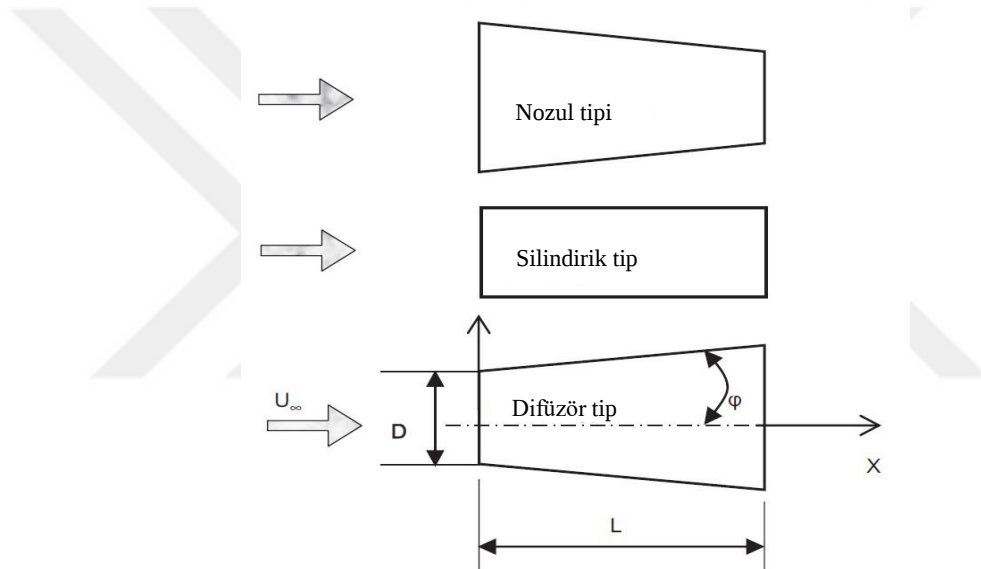


Şekil 1.6. Yatay ve dikey eksenli rüzgar türbinleri [7]

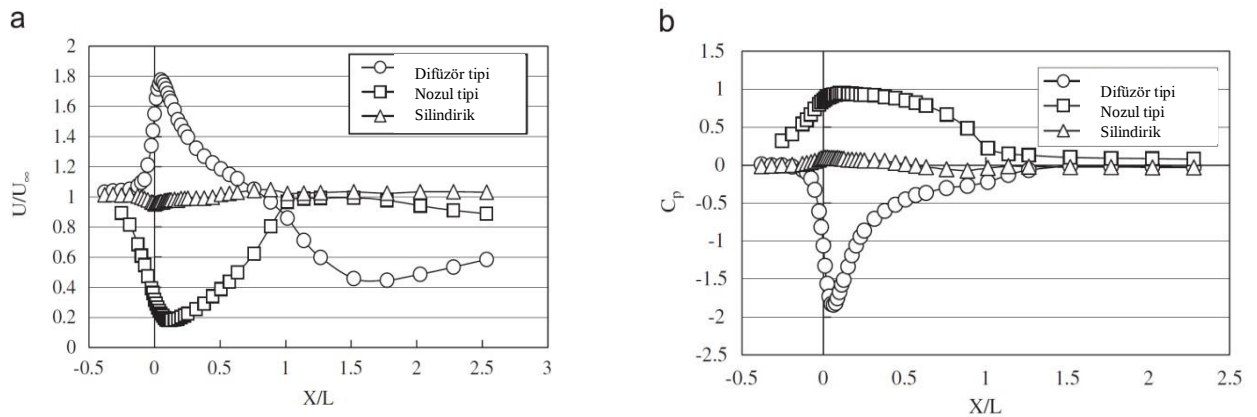
1.1.2. Yoğunlaştırıcı tip rüzgar türbinleri

Rüzgar türbinlerinin verimliliğini artırmaya yönelik çabalar, kanat aerodinamiğinin iyileştirilmesi yanı sıra dişli kutusu, jeneratör ve kontrol sistemleri gibi bileşenlerin performansının artırılmasıyla da ilgilenmektedir. Ayrıca türbin veriminin artırılması türbinin bir yoğunlaştırıcı yapı içerisine alınmasıyla da yapılmaktadır.

Yoğunlaştırıcı tip türbinler çoğunlukla difüzör tipindedirler. Şekil 1.7’de farklı yoğunlaştırıcı geometrileri verilmiş olup Şekil 1.8’de ise bu yoğunlaştırıcı geometrileri için yoğunlaştırıcı içindeki hız artışı oranı ve basınç dağılımı verilmiştir. Hız dağılım grafiği incelendiğinde difüzör yapının rüzgarı toplama ve hızlandırmada etkili olduğu görülmektedir [8].



Şekil 1.7. Yoğunlaştırıcı türleri [8]

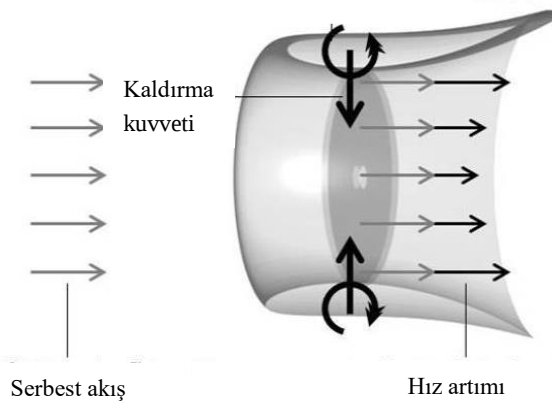


Şekil 1.8. Yoğunlaştırıcı türlerindeki (a) hız (b) basınç katsayısı dağılımları [8]

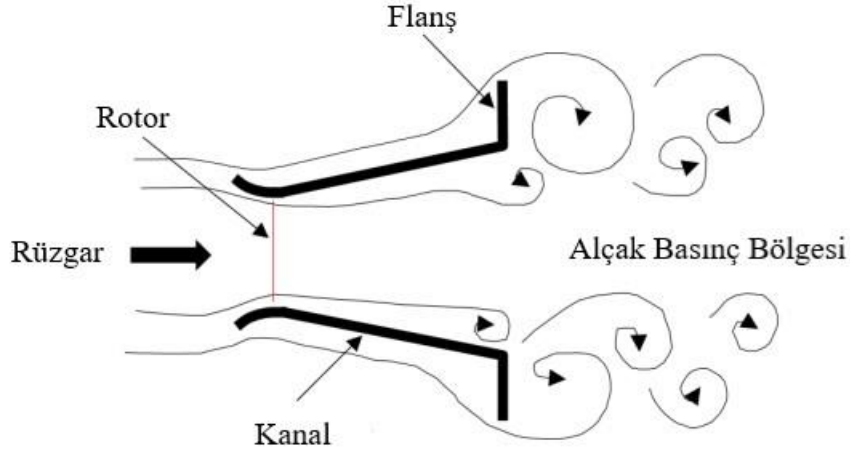
Yoğunlaştırıcılı türbinlerin birçok avantajı bulunmaktadır [9]. Bunlar;

- Yoğunlaştırıcıların içine yerleştirilmiş daha küçük rotorlar kullanılır.
- Daha küçük rotor çaplarıyla daha yüksek devirlere ulaşmak mümkündür ve böylece hacimli dişli kutularının kullanımı ortadan kaldırılabilir.
- Daha düşük rüzgar hızlarında çalışabilir.
- Daha küçük boyut aynı zamanda konum ve kurulumda esneklik sağlar.
- Dağıtılmış ve yerleştirilmiş enerji üretimi, uzun mesafeler boyunca yüksek gerilim hatlarına olan ihtiyacı ortadan kaldırır.
- Daha düşük gürültü ve türbülans seviyelerine sahiptirler.
- Kanat ile yoğunlaştırıcı arasındaki artan hızdan dolayı daha az uç kayıplarına sahiptirler.

Türbin maliyetindeki artış ile kule ağırlığındaki ve itki kuvvetindeki artışlar yoğunlaştırıcılı türbinlerin dezavantajları olarak sayılabilirler. Yoğunlaştırıcı içerisindeki hız artışı akışkanın kütleli debisindeki artış ile orantılı olduğundan bu konu iki farklı şekilde izah edilebilir. İlki Şekil 1.9'dan görüleceği üzere, yoğunlaştırıcı içinde kaldırma kuvvetinin etkisiyle içe doğru bir kuvvet oluşur, bu nedenle bu kuvveti dengelemek için yoğunlaştırıcı içindeki kütleli akışın artması gerekmektedir [10]. İkincisinde ise Şekil 1.10'da yoğunlaştırıcının arka tarafına yerleştirilen ve akış ayrılmasına neden olan flanş sayesinde oluşan basınç farkından kaynaklı artan kütleli debi artışı ile açıklanabilir [11]. Bu durumlar neticesinde, artan kütle akışıyla birlikte yoğunlaştırıcı içindeki türbine yönlendirilen hız değeri artar, bu sayede türbinden elde edilen güç miktarı da artış gösterir.



Şekil 1.9. Kanat kesitli yoğunlaştırıcı [10]



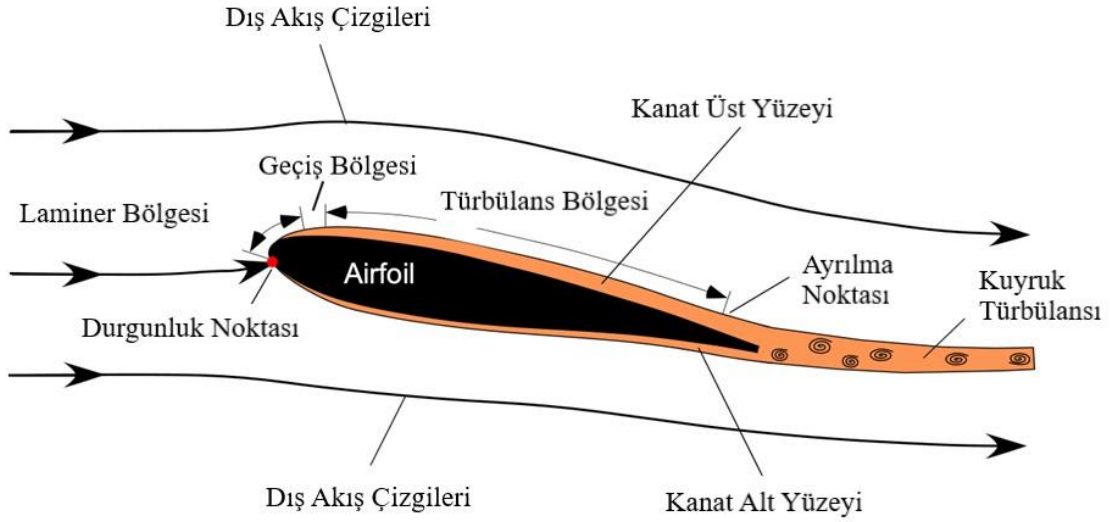
Şekil 1.10. Flanşlı yoğunlaştırıcı [11]

1.2. Akış Kontrolü

Akış ayrılması, akış ayrılmasını geciktirici pasif ve aktif kontrol düzenekleri bu bölümde açıklanmaktadır.

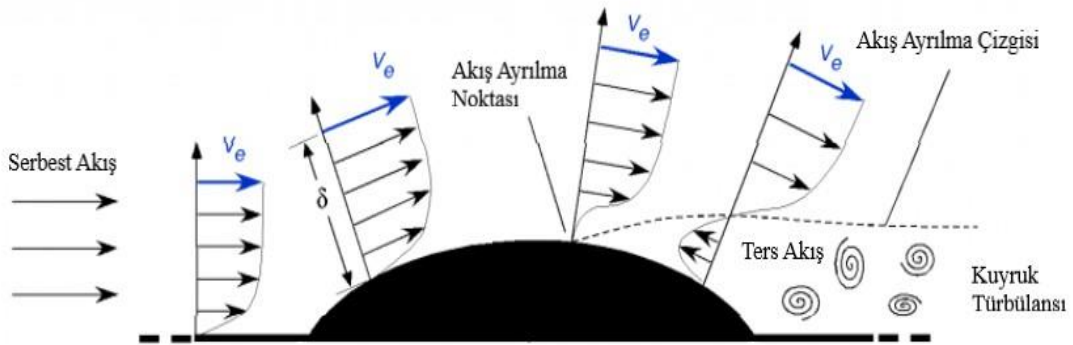
1.2.1. Akış ayrılması

İç ve dış yüzeyler de dahil olmak üzere yüzeyler üzerindeki birçok akışta viskozite etkileri, sınır tabakası olarak bilinen yüzeye yakın ince bir akış bölgesiyle sınırlıdır. Sınır tabakası genel olarak aerodinamik ve akışkanlar dinamiğinde temel bir kavramdır çünkü kaldırma ve sürüklenme de dahil olmak üzere bir cismin genel aerodinamik özelliklerini büyük ölçüde etkiler. Bir cisim üzerindeki sınır tabakası gelişiminin ürettiği bir etki, yüzeyinde kayma gerilmeleri yaratmaktır. Kaymanın kümülatif tezahürü ise yüzey sürtünme direncidir. Diğer bir etki ise sınır katmanlarının belirli koşullar altında yüzeylerden ayrılabilmesi olup bu olaya akış ayrılması adı verilir. Bir yüzeyden sınır tabakası akışının ayrılmasının başlaması, genellikle kaldırma kuvveti kaybı ve sürüklenme oluşumu ile aerodinamiği üzerinde zararlı bir etkiye sahiptir. Çoğu durumda cisimlerin aerodinamik özellikleri yalnızca altta yatan sınır tabakası davranışıyla ilişkili olarak açıklanabilir. Örneğin, bir kanat profilinin yüzeyi üzerinde gelişen sınır tabakası kavramı aşağıdaki Şekil 1.11’de gösterilmektedir [12].



Şekil 1.11. Kanat üzerinde akış ayrılması [12]

Akış ayrılması, akışı yöneten momentum ve enerji denklemleriyle açıklanır. Akışkan parçacığı basınç gradyeni ile akış içerisinde ivmelenir, ancak ters basınç gradyeni ve cidar kayma gerilmesi akışkan parçacığının hareketini yavaşlatan doğrultuda etki eder, bu bağlamda akışkan ters basınç gradyeni ve cidar kayma gerilmesine karşı koyamaz. Aynı şekilde parçacık hareket esnasında basınç gradyeni ile kinetik enerji kazanır fakat cidar kayma gerilmesi bunu azaltıcı bir etki yaratır. Sonuçta kinetik enerjinin bir kısmı ters basınç gradyeni ve cidar kayma gerilmesi ile potansiyel enerjiye dönüşür ve parçacığın sahip olduğu kalan kinetik enerjisi ters basınç gradyeni ve sürtünmenin negatif etkilerini bastıramaz hale gelir. Şekil 1.12’de sınır tabaka içerisinde akış ayrılma noktasından önceki ve sonraki durum gösterilmiştir.



Şekil 1.12. Akış içerisinde akış ayrılma noktasından önceki ve sonraki durum [12]

İki boyutlu daimi akışlarda, akış ayrılmasının ana kriteri cidar kayma gerilmesinin kaybolmasıdır. Laminer, daimi ve sıkıştırılmaz sınır tabaka için momentum denklemleri incelendiği zaman, ayrılma noktası öncesinde hız gradyeni pozitif, ayrılma noktasında sıfır ve ayrılma sonrasında negatif olduğu görülür. Bu yaklaşımlar ışığında akış ayrılması, serbest akış hızının yarattığı titreşimler boyunca kayma gerilmesinin sıfır ve negatif değerler arasında değiştiği en uzak noktada meydana gelir. [13].

1.2.2. Akış kontrol sistemlerinin sınıflandırılması

Aktif akış kontrolü, akış ayrılmasının olduğu hava taşıtlarındaki gaz türbinlerinde ve itki sisteminin girişinde oluşan yanma gibi iç akışlarda veya kanat üzerindeki dış akışlarda sıklıkla kullanılmaktadır.

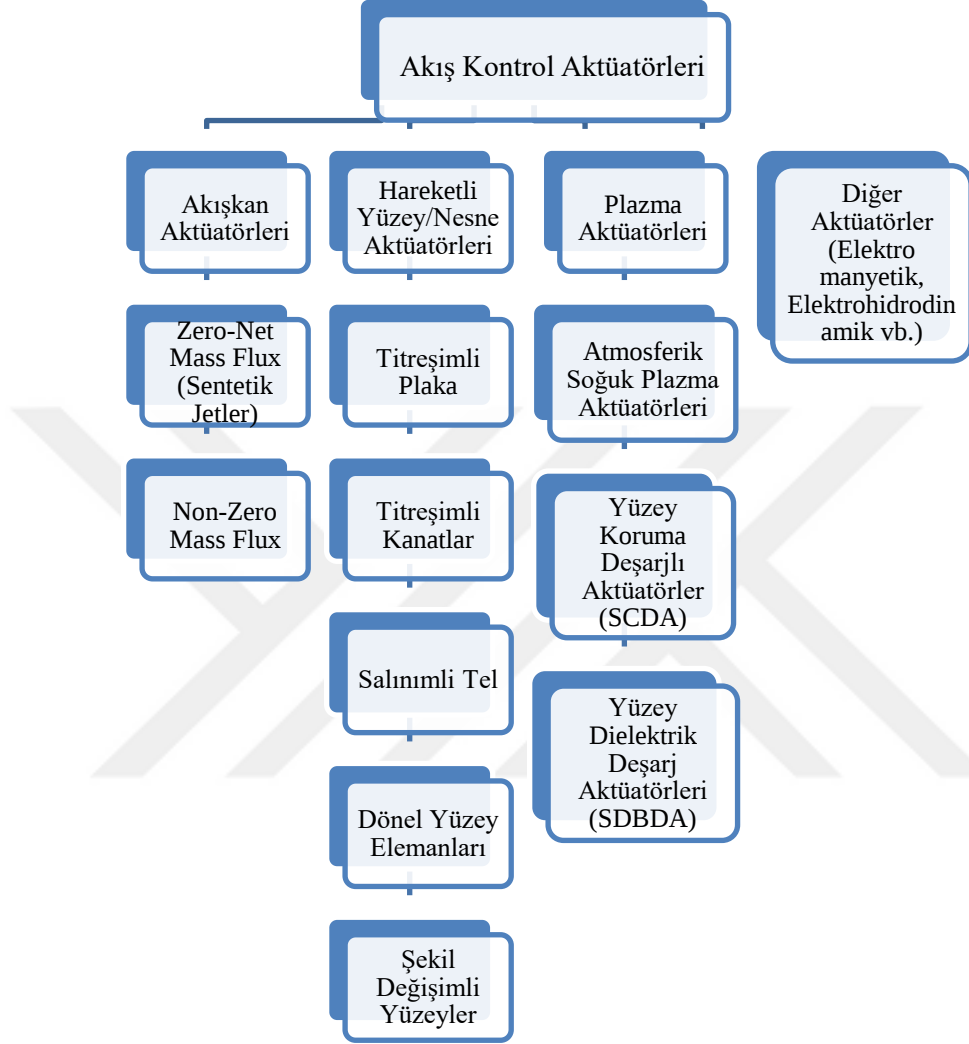
Akış kontrol sistemleri, pasif ve aktif olmak üzere ikiye ayrılır. Pasif kontrol dışarıdan enerjiye ihtiyaç duymazlar bunlara örnek vermek gerekirse sabit vorteks üreteçleri, araç üzerine yerleştirilen sabit spoiler ve rampalar bu gruba girer. Pasif kontrol sistemleri sabit olduklarından dolayı üzerlerine çarpan akışkanın enerjisini kullanırlar. Aktif akış kontrol sistemlerinde ise enerjinin mutlaka dışarıdan verilmesi gerekmektedir. Sentetik jetler, piezoelektrik kanatlar, darbeli jetler/mikrojetler ve plazma aktüatörleri bu sınıflandırmaya girerler [14].

1.2.2.1. Aktüatörler ve çeşitleri

Aktüatörler elektrik sinyallerini istenilen fiziksel niceliklere çeviren dönüştürücülerdir. Aktüatörler akışı etkilediklerinden dolayı aktif akış kontrolü için akışkanlar mekaniğinin birçok alanında kullanılmaktadır.

Etkili akış kontrol sistemleri sınır tabakada laminer akıştan türbülanslı akışa geçişi, akış ayrılmasını engellemeyi veya kaldırmayı ayrıca sürüklenme kuvvetini azaltmayı, ses, titreşim ve enerji kayıpları gibi istenmeyen kararsızlıkları azaltabilmeyi gerçekleştirebilmektedirler. Farklı sistemler için değişik özelliklerde aktüatörler kullanılabilir. Örneğin sürücüsüz araçlarda, doğrusal hareket ve yönlendirme işlemi için elektrik motorları aktüatörleri olarak kullanılırken, ağır yüklerin hassas şekilde kaldırılmasında hidrolik güç ve hidrolik aktüatörler kullanılmaktadır. Birçok farklı fonksiyonu yerine getiren gelişmiş takım tezgâhlarında ise elektrik, hidrolik ve pnömatik aktüatörler tezgâhların alt sistemleri için bir arada bulunmaktadır. Aktüatörlerin bu şekildeki endüstriyel uygulamalardaki kullanımlarının yanı sıra akış yapılarının değiştirilmesi ve özellikle uçak kanatlarında aktif akış kontrol yöntemleri ile kaldırma

kuvvetlerinin iyileşmesi aktüatörler ile sağlanmaktadır [15]. Şekil 1.13’de akış kontrol aktüatörlerinin sınıflandırılması gösterilmektedir.

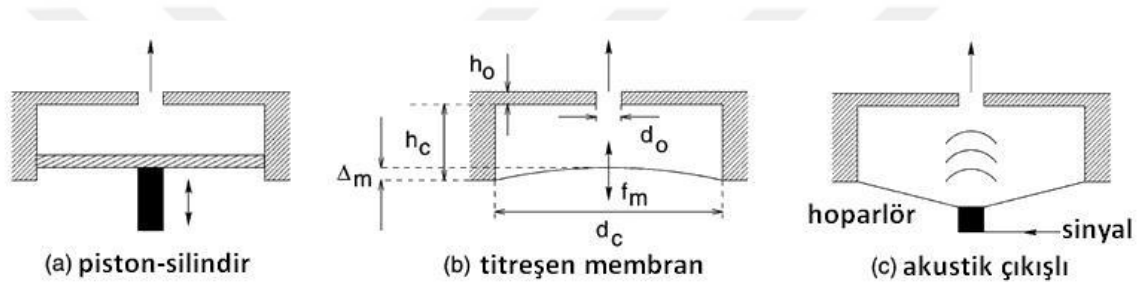


Şekil 1.13. Akış kontrol aktüatörlerinin sınıflandırılması [14]

Aktüatör çeşitleri içerisinde en fazla kullanılan sentetik jetler bu bölümde ayrıntılı bir şekilde açıklanmaktadır.

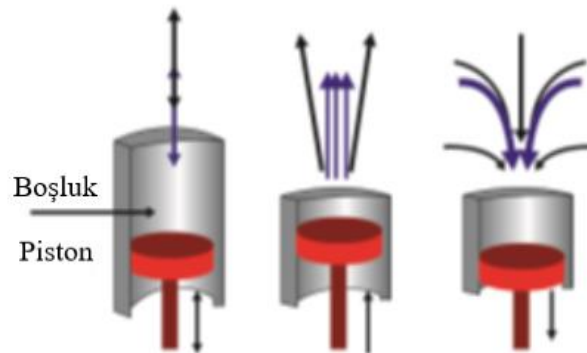
Sentetik jet, üfleme ile emme işleminin peşi sıra gerçekleştirildiği jet tipidir. Sentetik jetin en önemli avantajı, çok düşük enerji harcayarak akış yüzeyindeki değişimlere çok çabuk cevap verebilmesidir. Sentetik jet kullanarak arka arkaya yapılan üfleme ve emme, akış ayrılmalarının kontrolünde oldukça verimli sonuçlar verebilmektedir [16]. Sentetik jetler, serbest jet kontrolünden mikro-karıştırıcılara; çarpan jet uygulamalarında ısı transferinin artırılmasından havalandırma sistemlerine kadar birçok alanda kullanılabilmektedir.

Sentetik jet akışını oluşturmak için üç farklı yöntem bulunmaktadır. Bu yöntemler Şekil 1.14’de görüldüğü gibi silindir-piston mekanizması, salınım yapan piezoelektrik diyafram ve hoparlör kullanılarak gerçekleştirilen hareketli bir yüzeyin veya diyaframın yukarı ve aşağı şeklindeki hareketi olarak sayılabilir [17]. Bu yöntemler sayesinde kapalı hacmin ortama açıldığı orifisten periyodik olarak üfleme ve emme akışı oluşturulabilmektedir. Piston silindir, hoparlör ve piezoelektrik diyafram tipindeki aktüatörlerin frekans ve genlik özellikleri genel olarak farklılık arz etmektedir. Piston-silindir mekanizmalı sistemde frekans düşük olmakla birlikte genlik daha büyüktür. Piezoelektrik diyaframda ise frekans yüksek ancak genlik çok küçük olarak gerçekleşmektedir. Hoparlör sisteminde frekans ve genlik diğer iki sisteme göre orta seviyelerde oluşmaktadır.



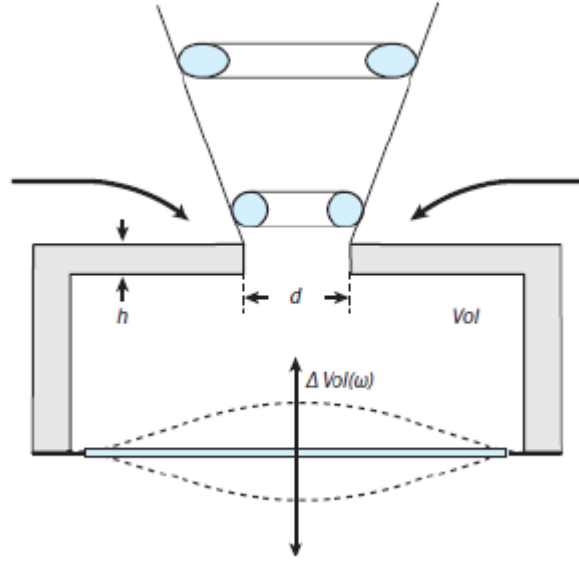
Şekil 1.14. Bir sentetik jetin oluşturulmasında kullanılan yöntemler [17]

Bu yöntemlerden ilki olan ve Şekil 1.15’de gösterilen piston-silindir yönteminde, pistonun ileri-geri hareketiyle silindir içerisindeki boşluğun hacmi değişmekte ve silindir üzerindeki yarıktan akışın silindir içerisine giriş-çıkışı sağlanarak sentetik jet oluşturulmaktadır.



Şekil 1.15. Krank-biyel mekanizması ile oluşturulan sentetik jet uyarıcısı [17]

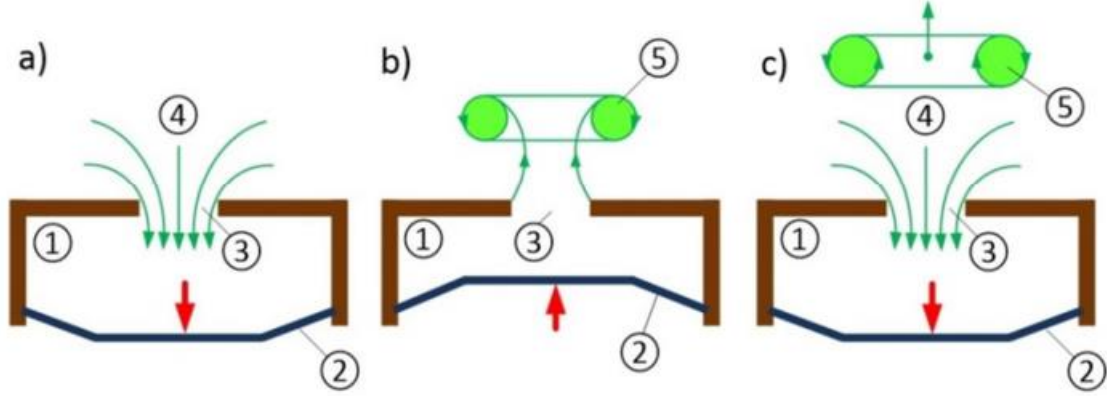
İkinci yöntem olan salınım yapan piezoelektrik diyaframalı sentetik jet, periyodik bir boşluk hacmi değişikliği ve dolayısıyla basınç değişimi ile küçük bir boşlukta, bir membran salınımı (genellikle bir piezo-seramik eleman tarafından sürülür) ile düşük genlikteki yüksek frekanslarda üretilebilen sistemlerdir. Şekil 1.16 'da görüldüğü üzere bu aktüatörler bir boşluk boyunca akışkanı emme ve üfleme döngüsü ile akışa momentum eklemektedir. Elektrik enerjisini piezo kristalin etkisiyle mekanik enerjiye dönüştürürler. Basit dizaynı, asgari hareketli parçaları ve yüksek güvenilirliğinden dolayı sanayide, otomotiv sektöründe, medikal sektöründe, havacılıkta ve elektronik uygulamalarda kullanılmaktadır. Sessiz çalışma özelliği bu aktüatörleri bir titreşimli hareket mekanizması haline getirmesi nedeniyle mobil telefonlarda ve video kameralı mikrofon aparatlarında yaygın olarak kullanılır hale getirmiştir. Yağlama ihtiyacının olmaması sebebiyle soğuk çalışma ortamlarında da kullanılabilmektedir [18].



Şekil 1.16. Piezoelektrik aktüatörün şekilsel gösterimi [18]

Klasik bir sentetik jet, bir deliğe veya yarığa sahip yarı kapalı bir boşluğa bağlı salınımlı bir diyafram içerir. Diyafram bir AC voltajıyla uyarıldığında ters piezoelektrik etki nedeniyle bükülür. Bu, ilgili basınç değişiklikleriyle birlikte bir sıvı hacminin periyodik olarak yer değiştirmesini sağlar, bu da sıvının delik boyunca üfleme ve emme fazlarının müteakip değişimini sağlar. Girdap halkaları her döngü sırasında üretilir ve bir dizi döngülerin tekrarlanmasıyla girdaplar üretilir. Girdaplar yayılır ve kendi kendine indüklenen hızları altında delik çıkışından uzaklaşarak sentetik jet adı verilen bir jet oluşturur. Bu jetin özelliği, tamamen kullanıldığı sistemin çalışma akışkanından üretilmesi ve bu nedenle akış sınırı boyunca akış sistemine doğrusal momentum aktarabilmesidir.

Sınır tabakasındaki düşük momentumlu akışkan, emme safhasında sentetik jet tarafından sürüklenirken, üfleme safhasında ise momentum sınır tabakasına eklenir. Bu işlem esas olarak sentetik jet oluşumunu sürdürmek ve emme fazı sırasında girdap halkasının boşluğa girmesini önlemek için girdap halkasının orifis çıkışından uzaklığına bağlıdır [19]. Şekil 1.17’de sentetik jet oluşumu gösterilmektedir.



Şekil 1.17. Sentetik jet üreten bir cihazın şeması [19]

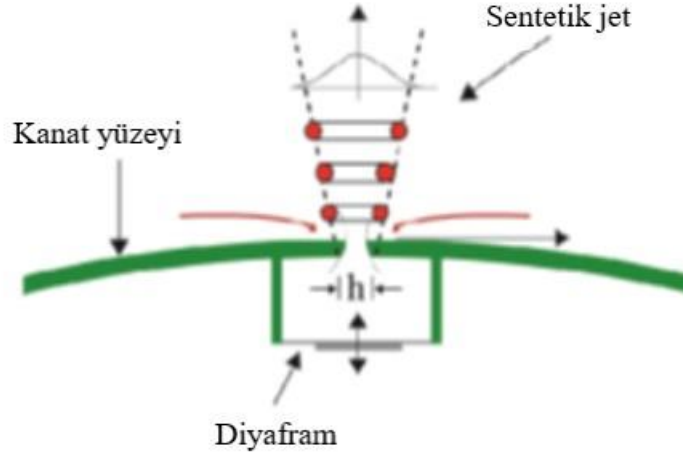
Burada (a) emme stroku, (b) üfleme stroku sırasında bir girdap halkası oluşturur, (c) ise oluşan girdap halkası ağızdan uzağa doğru yayılır. 1- boşluk, 2- diyafram, 3 - delik, 4 - yutulmuş sıvı, 5 - girdap halkasını temsil etmektedir.

Sonuncu yöntem olan hoparlör sistemli sentetik jet aktüatörlerinde ise genellikle bir sinyal şartlandırıcıdan gönderilen sinüzoidal sinyal ile frekans ayarlanır, böylece hacmin ortama açıldığı orifisten periyodik olarak üfleme ve emme akışı oluşturulmaktadır.

Sentetik jetlerin sahip olduğu özellikler, onu oluşturan mekanizmanın geometrik parametrelerine, jet oluşturma tekniğine, jetin fiziksel parametreleri ile dış ortam özelliklerine bağlı olarak değiştirilebilmektedir. Bu parametre ve değerlerin sentetik jetin uygulanacağı alandaki ihtiyaçlar temel alınarak belirlenmesi gerekmektedir.

1.3. Literatür Araştırması

Sentetik jet Şekil 1.18’ de gösterilmekte olup sentetik jet ağzını çevreleyen hava periyodik olarak emildiğinden ve üflendiğinden net kütle akışı sıfırdır. Jet, sızdırmaz bir boşluk oluşturmak için metal bir diyaframa bağlanan bir piezoelektrik diskten oluşmaktadır. Boşluğun bir tarafında bir jet yuvası bulunmakta ve boşluğun alt sınırında yer alan diyafram, periyodik salınımlarla deforme olmaktadır. Diyaframın alternatif olarak salınım yaptığı süre boyunca, akış yuvasından boşluğa girmekte ve tahliye edilebilmektedir [20].



Şekil 1.18. Sentetik jet [20]

Literatürde bu çalışmada da kullanılan NACA 0015 kanat profili üzerinde sentetik jetin etkisini gösteren birçok çalışma bulunmaktadır. Bunlardan bazıları aşağıda verilmektedir.

E. Montazer ve arkadaşları [20], NACA0015 kanat profili etrafındaki kontrol akışındaki iki hücum açısı olan 13° (NACA0015'in stall açısı) ve 16° 'de (NACA0015'in stall sonrası açısı) kanat profilinin performansını maksimize etmek için sentetik jet aktüatörü parametrelerinin optimizasyonunu incelemişlerdir. Optimizasyon değişkenleri olarak jet frekansı, jet yuvasının uzunluğu ve giriş boyunca jet konumu belirlenmiştir. Ayrıca optimum parametreleri elde etmek için yanıt yüzeyi optimizasyon yöntemi kullanılmıştır. Sonuçta, aktüatörün L/D'de % 66'lık bir artışa yol açan ve durma sonrası hücum açıları için etkili olduğu gösterilmiştir.

Gilarranz ve arkadaşları [21], NACA 0015 kanat profili için yeni bir sentetik jet (SJ) önermişler ve deneyler yoluyla SJ'nin kaldırma kuvvetinin % 80 oranında arttığını doğrulamışlardır.

Taylor [22], S809 sonlu kanat üzerinde bir SJ aktüatör dizisi kurmuş ve parçacık görüntülemeli hız ölçümü ile deneysel bir araştırma yapılmıştır. Sonuçlar, SJ aktüatörün kaldırma gecikmesini, sürüklenme gecikmesini, eğim momenti gecikmesini ve kararsız yük gecikmesini önemli ölçüde azaltabildiğini göstermektedir.

Zhu ve arkadaşları [23], dikey eksenli rüzgar türbinlerinde SJ uygulamasını incelemiş ve SJ'in akış kontrol etkilerini doğrulamışlardır.

Aramendia-Iradi ve arkadaşları [24], rüzgar türbinlerinde SJ'nin avantajlarını, aerodinamik yüzeye herhangi bir açıda monte edilebilir olması, kurulumu kolaylaştıran konumu (kordun %10-20'si) ve aktivasyon için gereken harici enerjinin az olması olarak tespit etmişlerdir.

Seifert ve arkadaşları [25], SJ'nin simetrik kanat profillerinin akış ayrılmasını daha etkili bir şekilde geciktirebildiğine dikkat çekmiş ve deneyler yoluyla jet konumu, momentum katsayısı ve olay frekansının akış ayrılmasını kontrol etme üzerindeki etkilerini analiz etmişlerdir.

Meunier [26], jetin dikkatli bir şekilde parametrelendirilmesinin etkili bir kontrol stratejisi sağlayabileceğini ve kaldırma kuvveti ve aerodinamik verimlilikte önemli kazanımlarla birlikte kanat akışının tamamen yeniden bağlanmasına yol açtığını bulmuştur.

Duvigneau ve Visonneau [27], bir kanat profilinin durma kontrolünü SJ ile incelemek için otomatik bir optimizasyon algoritması kullanmışlar ve kontrol parametrelerinin (momentum katsayısı, frekans, açı) optimizasyonu yoluyla kontrol verimliliğinde önemli bir iyileşme elde etmişlerdir. Maksimum kaldırma kuvveti %34 oranında artırılmış ve durma (stall) süresi 19°'den 22°'ye ertelenmiştir.

Shengli Cao ve arkadaşları [28,29], bir sentetik jet ile NACA0015 kanat profili üzerindeki akışlardaki kütle aktarımı ve kaldırma artışını, Lagrange tutarlı yapıları (LCS'ler) kullanılarak sayısal olarak incelemişlerdir. Doğrulama çalışmaları olarak Duvigneau ve Visonneau [27] ait çalışmayı baz almışlardır.

Erler, Akçayöz ve Tuncer [30] yaptıkları çalışmalarında, % 12,5 kalınlığa sahip bir eliptik profil ve NACA 0015 kanat kesiti üzerine yerleştirilen sentetik jetlerin akış üzerindeki etkileri sayısal olarak incelenmiştir. Yapılan önceki çalışmalardan sonra en iyi akış kontrolünü elde edebilmek için jetin hızı, yeri, açısı ve frekansının optimizasyonu yoluna gidilmiştir. Zamana bağlı, viskoz ve türbülanslı akış 2 boyutlu Navier-Stokes çözücüsü ve Spalart-Allmaras türbülans modeli kullanılarak paralel olarak çözülmüştür. Optimizasyon yöntemi olarak Yanıt Yüzeyi Yöntemi (RSM) kullanılmıştır. Eliptik profil için sürüklenme kuvveti, kanat kesiti için ise kaldırma ve sürüklenme kuvvetleri oranı optimize edilmiştir. Çalışmaları sonucunda, eliptik profil için sürüklenme kuvvetinin 0° hücum açısı için % 34.5, 4° hücum açısı için % 22 azaldığı görülmüştür. NACA 0015 kanat kesiti için ise kaldırma ve sürüklenme kuvvetleri oranının 10° hücum açısı için % 8.2, 14° hücum açısı için % 17.9 ve 18° hücum açısı için % 211 arttığı görülmüştür.

M.G.DeGiorgi ve arkadaşları [31], aktif akış kontrolü için NACA 0015 kanat profili ile stator kanadında sentetik jet ve sürekli jet arasında karşılaştırma çalışmaları yapmışlar ve sentetik jetin sürekli jete göre daha avantajlı olduğunu göstermişlerdir. NACA 0015 kanat profili doğrulama çalışmaları için veter uzunluğu 0.375 metre, Reynolds sayısı $Re=896.000$, serbest akım hızı $U_{\infty}=35m/s$ 'sentetik jet genişliği 2 mm ve jetin konumu % 12 c değerleri kullanılmıştır.

Parthasarathy ve Das [32], NACA 0015 kanat profili üzerindeki akışın kontrolünü sayısal olarak incelemiştir. İki boyutlu HAD analizleri sonucunda, 20° hücum açısında durmuş (stall) ve yüzeyden ayrılmış akış için jet hızı sinüzoidal olarak tanımlanmıştır. Bir dizi sentetik jet parametresi için kontrollü akışın davranışını anlamaya yardımcı olmak için sayısal simülasyonlar yapılmıştır. Faz ortalamalı basınç ve akım çizgisi profilleri gibi temel akış parametrelerinin analizi, daha büyük jet genlikleri ve daha küçük jet enjeksiyon açıları için sentetik jetin kaldırma katsayısını arttırmada etkili olduğunu gösterilmiş olup teğet üfleme durumunda, jet üfleme açısının artmasıyla birlikte kaldırma katsayısının azaldığı ifade edilmiştir.

Mayuresh Neve ve arkadaşları [33], doğrulama çalışmalarında Gilarranz ve arkadaşlarının [21] çalışmasını baz alarak NACA 0015 kanat üzerinde akış analizleriyle farklı hücum açıları için sürüklenme (C_D) ve kaldırma (C_L) katsayılarını deneysel olarak bulmuşlardır. Bu çalışmada NACA 0015 kanat profili üzerinde parametrelerin etkisini araştırmak (frekans, jet açısı, jet hız) için analizler yapmışlar ve bu analizler sonucunda, hücum açısının 20° derece, jet açısının (30° - 40°), jet frekansının (100 Hz) ve boyutsuz jet hızının (1.8-2.0) olduğu durumda kaldırma katsayısının yaklaşık % 26 arttığını bulmuşlardır.

Traub ve arkadaşları [34], SJ' in kanat profili üzerindeki etkilerini deneysel olarak incelemişler ve sonuçlar SJ' in rolünün daha yüksek bir hücum açısında dinamik durma girdaplarının oluşumunu geciktirmek olduğunu göstermişlerdir.

D. You ve arkadaşları [35], NACA 0015 kanat profili üzerinde Large-eddy similasyonunu kullanarak Gilarranz ve arkadaşlarının [21] deney sonucu elde ettikleri sentetik jetin kaldırma katsayısını artırma etkisini göstermişlerdir.

Rüzgarın alternatif enerji kaynağı olarak kullanımı son yıllarda fosil yakıt tüketimini azaltmak amacıyla gündeme gelmektedir. Büyük ölçekli yatay eksenli rüzgar türbinleri rüzgar enerjisi kapasitesinin çoğunu temsil etmektedir. Bununla birlikte, tipik olarak 0,5 ila 10 m arasında değişen çaplara sahip küçük ölçekli türbinleri, hane düzeyinde elektrik

kullanımında yenilenebilir kaynakları artırmak için popülerlik kazanmıştır. Küçük ölçekli türbinlerin güç çıkışını iyileştirmeye yönelik olası bir yaklaşım, bu türbinlerin bir yoğunlaştırıcıyla çevrelenmesidir. Böyle bir yaklaşım göz önüne alındığında, yoğunlaştırıcının çıkışında oluşturduğu düşük basınçlar, rotora doğru yönlendirilen hava kütlelerini ve dolayısıyla çıkarılabilecek kinetik enerji miktarını artırır. Bu cihazlar difüzörle güçlendirilmiş rüzgar türbinleri olarak bilinirler. Her ne kadar güçlendirme teknolojileri dikey eksenli rüzgar türbinleri için de çalışılmış olsa da, bunların doğası gereği daha düşük güç üretimi nedeniyle daha fazla araştırmanın yatay eksenli olanlara odaklanmasına yol açmıştır [36].

Lilley ve Rainbird [37] tarafından 1956'da yapılan çalışma yoğunlaştırıcı türbine yönelik ilk teorik çalışmalardan biridir. Burada araştırmacılar yoğunlaştırıcı çıkış alanını ve difüzör çıkışındaki negatif basınç katsayılarını güç artışı için kritik parametreler olarak rapor etmişlerdir. Uç kayıplarındaki azalmanın da önemli bir etki olduğu vurgulanmıştır.

Foreman ve arkadaşları [38] yoğunlaştırıcı rüzgar türbini için teorik modeller türetmiş ve türbin rotorunu simüle ederek farklı yoğunlaştırıcı geometrilerinin deneysel testlerini gerçekleştirmiştir. Araştırmacılar bir güç artırma faktörü, yani elde edilen güç katsayısı ile yalın türbinler için Betz limiti arasındaki oranın yaklaşık 2 kat olduğunu tespit etmişlerdir.

Igra [39] tam ölçekli 3 m çapındaki yoğunlaştırıcı rüzgar türbini üzerinde teorik bir analizden rüzgar tüneline deneysel bir yaklaşıma kadar kapsamlı bir çalışma yürütmüş ve bu çalışma sonucunda prototip güç artışının yaklaşık 2,36 kat değerine ulaştığını bulmuştur.

Hansen ve arkadaşları [40] yoğunlaştırıcı bir türbin için güç katsayısındaki artışın yalın bir türbine göre ilgili kütle akışlarının oranıyla orantılı olduğunu göstermişler ve HAD simülasyonlarını kullanarak ilişkiyi doğrulamışlardır.

Jamieson [41] daha da ileri giderek ve aktüatör disk modelini yalın türbinler için genişleterek yoğunlaştırıcı türbinlerin teorik güç çıkarımını genelleştirmiştir. Araştırmacı, belirli bir yoğunlaştırıcı sistem veya eksenel indüksiyonu etkileyen herhangi bir genel sistem için teorik maksimum güç katsayısının $16/27(1-a_0)$ olduğunu ve a_0 'ın rotor olmadan rotor düzlemindeki eksenel indüksiyon faktörü olduğunu bulmuştur.

Ohya ve arkadaşları [8] çalışmalarında bağımsız olarak tasarlanmış bir rüzgar türbini çevresine kesik konik şeklinde bir yoğunlaştırıcı tasarlamışlar, bu yoğunlaştırıcının giriş

ağızlı ve arka tarafta vorteks üretici yapının (flaş) olup olmadığı durumlar için bir rüzgar türbininde deneysel testler yapmışlardır. Farklı L/D , h/D ve ϕ açıları için yoğunlaştırıcı performansını incelemişler çalışma sonucunda rüzgar hızının yoğunlaştırıcı içerisinde 1.6-2.4 kat oranında arttığını dolayısıyla türbinden elde edilen gücün de 4-5 kat yükseldiğini göstermişlerdir.

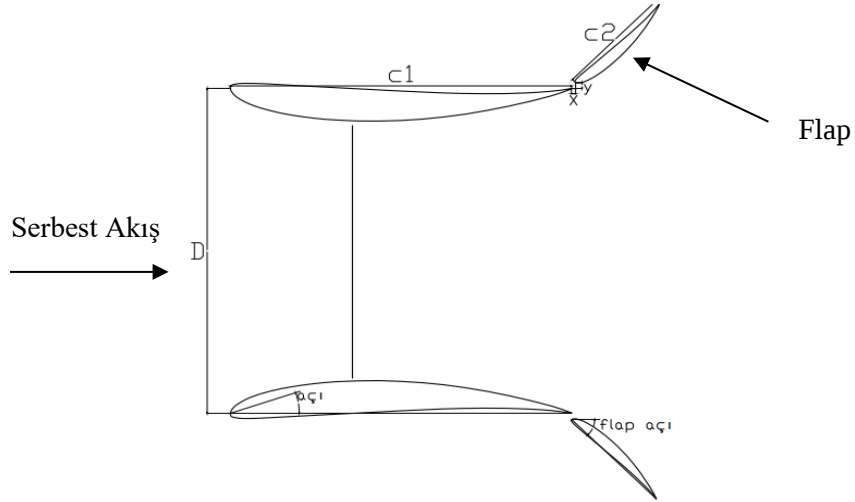
Kanya ve Visser [42] yoğunlaştırıcı içinde oluşturulan düzgün olmayan hız profili için kanatları optimize etmek üzere rotor tasarımını yoğunlaştırıcı tarafından indüklenen akış alanıyla birleştirmişler ve yalın türbine göre 2 kat daha yüksek güç katsayıları elde etmişlerdir.

Jafari ve Kosasih [43] optimum tasarımlar oluşturmak için bir yoğunlaştırıcı içindeki akışın tam olarak anlaşılmasının gerekli olduğundan yola çıkarak basit bir yoğunlaştırıcının nümerik olarak performans testlerini yapmışlardır. Çalışmalarında difüzör geometrisi ve boyutunun etkilerini incelemişlerdir.

Nunes ve arkadaşları [44] difüzörle güçlendirilmiş yatay eksenli türbinlere ilişkin literatürün sistematik bir incelemesini ve analizini yapmışlardır. Yapılan çalışmada difüzör duvarlarında akış ayrımının etkisini azaltmak için konik yerine aerodinamik şekle sahip kanat profili bazlı yoğunlaştırıcıların kullanılmasının veya difüzör çıkışının yakınına yarıklar eklenmesinin faydalı olacağını belirtmişlerdir.

Sridhar ve arkadaşları [45] yarıkların difüzör kasaları üzerindeki aerodinamik etkisi araştırmış, oluklu ve oluksuz difüzör kasalarının performansı 3D HAD analizi kullanılarak karşılaştırıp, sonuçları deneysel olarak doğrulamışlardır. Türbini çevreleyen oluklu ve oluksuz difüzörlerin eklenmesinin, üretilen güç ve torkta sırasıyla ortalama 2,01 ve 1,36 artışa neden olduğunda gözlemlemişlerdir.

Koç E. ve Yavuz T. [46] flaplı tipte yoğunlaştırıcı türbinin performansını belirlemeye yönelik çalışmalarda bulunmuşlardır. Şekil 1.19'dan görüleceği gibi bu çalışmada kanat kesitli bir yoğunlaştırıcı ve yoğunlaştırıcının arkasında bulunan bir flaplı yapı için yoğunlaştırıcı içerisindeki akış hızını ve türbin kesitine gelen rüzgar hız artışını gözlemlemişler ve buna bağlı olarak türbin performansındaki değişimi ortaya koymuşlardır.



Şekil 1.19. Flaplı yoğunlaştırıcı [46]

Auyanet ve Verdin [47] HAD analizleri yoluyla farklı kalınlık ve bombelere sahip, kanat profillerini temel alan dört kanat değerlendirmişlerdir. Daha ince ve daha kavisli kanatların daha yüksek rüzgar türbini performansı ürettiği, çıplak bir türbinle karşılaştırıldığında 2,5 kata kadar güç artışı gösterdiğini bulmuşlardır. Çok yoğunlaştırıcı tasarım ile aynı geometriye sahip tek parçalı yoğunlaştırıcı arasında bir karşılaştırma da yapmışlar ve bu akışın flap'a bağlı tutulması durumunda çok yoğunlaştırıcı tasarımın daha verimli olduğunu göstermişlerdir.

Küçük ölçekli rüzgar türbinlerinin konuşlandırılmasına yönelik büyük ilgi, ön tasarım ve analiz aşamasında kullanılacak hızlı ancak verimli metodolojileri gerektirmektedir. DeneySEL kurulumlara bağlı daha yüksek maliyetler nedeniyle, HAD gibi sayısal araçlara olan bağımlılık yıllar içinde hızlı bir artış göstermiştir [48]. Kentsel çevredeki kararsız ve kesintili rüzgar koşulları ve daha yüksek türbülanslı akışlar nedeniyle HAD simülasyonları zorlaşır ve gerçekçi tahminler elde etmek için sayısal modellerin ve uygun geometrilerin dikkatli bir şekilde seçilmesini gerektirir [49]. Hesaplama maliyeti, belirli bir modelleme stratejisinin seçimiyle ilgili ana darboğaz haline gelir. Geometrik karmaşıklık bağlamında, basit iki boyutlu (2D) geometriye dayalı yaklaşımların hesaplama açısından ucuz olduğu bulunmuştur. Bununla birlikte bu tür yaklaşımlar nihai sonuçların doğruluğu üzerinde önemli soru işaretleri barındırmaktadır.

Ferrari ve arkadaşları [50], rüzgar türbinlerinin performans katsayılarını doğru bir şekilde tahmin etmede 2D simülasyonların yetersizliğini öne sürmüştür.

Troldborg ve arkadaşları [51] tarafından yapılan çalışmalar, 2D simülasyonların yetersizliğini daha fazla öne çıkarmışlar ve rüzgar türbini etrafındaki akış fiziğinin net bir değerlendirmesini sağlamak için üç boyutlu (3D) simülasyonların gerekli olduğu sonucuna varmışlardır.

Siddiqui ve arkadaşları [52] çalışmalarında tam ölçekli yüksek kaliteli simülasyonların doğru tahminler sağlamak için uygun seçenekler olduğunu göstermektedir. Ancak ortaya çıkan yüksek hesaplama maliyetleri doğruluk ve hesaplama maliyetleri arasında optimal bir denge sağlanması gerektiğini ortaya koymaktadır.

Geçmişte türbinleri simüle etmek için Kanat Elemanları Momentum Teorisi (BEM-CFD), Aktüatör Hat Modeli (ALM), Aktüatör Disk Modeli (ADM), Kayan Ağ Modeli (SMM) ve Çoklu Referans Çerçeve Modeli (MRF) vb. yöntemler kullanılmıştır.

Krogstad ve arkadaşları [53], Ulusal Yenilenebilir Enerji Laboratuvarı S826 kanat profili kullanılarak 0.9 m çapında bir model rüzgar türbininin performansını hem deneysel hem de sayısal olarak araştırmışlardır. Geometri, kanat elemanları momentumu (BEM) teorisi kullanılarak düzenlenmiştir. Model testleri yapıldıktan sonra, tamamen üç boyutlu hesaplamalı akışkanlar dinamiği aracılığıyla sayısal hesaplamalar yapılmıştır. Model ölçeğinde ölçülen ve hesaplanan performans arasındaki sonuçların uyumu, tam ölçekli koşullarda türbin performansının doğru tahminlerinin yüksek çözünürlüklü HAD ile de mümkün olduğunu göstermişlerdir.

Guo ve arkadaşları [54] rüzgar türbinlerinin akış fiziğini analiz etmek için BEM-CFD modelinin tam rotor geometrisi simülasyonları ile karşılaştırmasını yapmışlardır. Onların sonuçları, BEM-CFD bağlantılı modelin hesaplama açısından ucuz olmasına rağmen, tam rotor modeline karşı güç katsayısını olduğundan fazla tahmin ettiğini göstermiştir. Ayrıca BEM-CFD modelinin iz profilleri ve çevresel hızdaki simetrik özellikleri makul bir şekilde tahmin ettiğini göstermişlerdir. Ancak nitel analizde tam ölçekli rotor modeli BEM-CFD modelinden daha iyi performans göstermiştir.

Siddiqui ve arkadaşları [55] küçük ölçekli bir yatay eksenli rüzgar türbinin'den geçen akışı, çeşitli geometrik ve sayısal konfigürasyonlar altında simüle etmişlerdir. Geometrik karmaşıklık, durağan ve dönen türbin koşullarına göre değişmekte olup sabit durumda, 2D, 2.5D ve 3D basit kanat profili bölümleri değerlendirilirken, 3D kanat profili sadece rotor, nasel ve kule dahil olan ve olmayan tam ölçekli rüzgar türbini konfigürasyonu için dönme etkileri belirlemişlerdir. Sayısal analizlerde, tek referans çerçevesi (SRF), çoklu referans

çerçeveleri (MRF) ve kayan ağ modeli (SMM), 3, 6, 10 uç hız oranları (TSR) kullanılmıştır. Aerodinamik katsayıların niceliği kanadın (C_l , C_d) ve türbinin (C_p , C_t) özellikleri deneysel verilerle karşılaştırılmıştır.

Tabib ve arkadaşları [56], ALM, SMI ve MRF yöntemlerini kullanarak endüstriyel ölçekli bir rüzgar türbininde analizler yapmışlar ve göbeğe daha yakın bölgede ALM ve MRF için sayısal farklılıklar gösterdiğini tespit etmişlerdir. Aynı zamanda, SMI metodunun karmaşık 3D analiz sonuçlarının deneysel sonuçları doğru bir şekilde yakaladığını göstermişlerdir. SMI, akış özelliklerini doğru bir şekilde tahmin etmesine rağmen, hesaplama açısından pahalı olduğu bulunmuştur.

Kutluca ve arkadaşları [57] SG 6043 kanat kesitine sahip yoğunlaştırıcıda sentetik jet uygulamasının sistem performansına etkileri incelenmişlerdir. Yaptıkları analizlerde yoğunlaştırıcıda sentetik jet uygulamasının, serbest rüzgar hızını 1,33 kat artırdığını göstermişlerdir.

Tam ölçekli modellemenin hesaplama açısından fazla zaman alması ve simülasyonlarla ilişkili daha yüksek maliyetler, araştırmacıları daha basit geometriler benimseyerek akış problemlerini yaklaşık olarak belirlemeye yöneltmiştir.

Tabib ve arkadaşları [58], sabit bir kanat için tam ölçekli 2D, 2.5D ve 3D yaklaşımları kullanarak megawatt türbinler için akış modellerinin bir analizini gerçekleştirmişlerdir. 2D geometri, üç boyutlu karmaşık akış yapıları nedeniyle göbeğe yakın tatmin edici olmayan sonuçlar gösterirken, göbekten uzakta biraz daha iyi sonuçlar elde etmişlerdir.

Siddiqui ve arkadaşları [59] ayrıca endüstriyel ölçekte bir türbin için dönen konfigürasyonları kullanan modelleme çerçevelerini ve geometrik yaklaşımları araştırmışlar ve çeşitli TSR'lerde performans katsayısını ve iz profillerini yakalamak için yüksek doğrulukta simülasyonlar gerçekleştirmişlerdir. Bununla birlikte, geometrik ve sayısal yaklaşım çözümlerini karşılaştırmak için rüzgar tüneli verisi olmadığından dolayı, çalışma önemli deneysel kanıtlardan yoksun kalmıştır.

Yukarıda bahsedilen çalışmalar, tam ölçekli yüksek kaliteli simülasyonların kullanılması için güçlü bir ihtiyaç olduğunu göstermektedir. Bununla birlikte, hesaplama kaynaklarının kısıtlı ve tam ölçekli modelleme ile ilgili zorluk nedeniyle, sayısal ve geometrik modellemenin tek bir türbin modeli üzerindeki etkisinin sayısallaştırılması tasarım açısından zorunlu olduğu ortaya çıkmaktadır.

1.4. Tezin Amaç ve Kapsamı

Fosil yakıtlara olan bağımlılığın azaltılması kapsamında rüzgar enerjisinin önemi günden güne artmaktadır. Bugün teknolojik gelişmeler ışığında elektrik enerjisi üretilen minimum rüzgar hızı 3-4 m/s ile sınırlandırılmaktadır. Rüzgâr türbininden elde edilen teorik güç ($P = 1/2\rho AV^3$) rotor kanat kesit alanı ve hızın küpü ile doğru orantılıdır. Hızın artmasıyla birlikte elde edilecek olan rüzgâr gücünün oldukça artacağı beklenmektedir. Rüzgar türbini etrafına bir yoğunlaştırıcı tasarlayarak rüzgar hızını artırmak, türbini enerji üretilen seviyeye yükseltmek mümkündür.

Bu tezde rüzgar türbinlerinin performansını arttırmak ve düşük rüzgar hızlarında enerji üretimi imkanı sağlamak amacı ile (türbin-yoğunlaştırıcı-sentetik jet) kombinasyonu ile yoğunlaştırıcı tasarlamak amaçlanmaktadır. Bunun için önceki çalışmalarda yoğunlaştırıcı çıkışına akış kontrolü için flap ve benzeri elemanlar kullanarak yoğunlaştırıcıdaki rüzgar hızı yükseltme çalışmaları yapılmıştır. Bu tezde ise yoğunlaştırıcı çıkışındaki akış alanını sentetik jet uygulaması ile kontrol ederek, yoğunlaştırıcı performansını iyileştirmek hedeflenmektedir. Böylece sentetik jet kullanılarak kombine sistemin (türbin rotoru +yoğunlaştırıcı+sentetik jet) optimizasyonu sonucunda maksimum performans için optimum geometrik, akış şartları elde edilmektedir. Günümüze kadar yapılan tasarımlarda kanat (rotor) tasarımı ve hızlandırıcı (yoğunlaştırıcı) tasarımı ayrı ayrı yapılarak sistem kombine edilmiş ve kombinasyonda oluşan uyum durumu yoğunlaştırıcı performansını olumsuz olarak etkilemiştir. Bu tezde ilk defa sentetik jet yoğunlaştırıcı tasarımında kullanılarak literatürde yeni bir yöntem olan kombine sistemin, (rotor+yoğunlaştırıcı+sentetik jet), tasarımı ele alınmaktadır. Modelde lokal rüzgar dataları, kanat aerodinamik modeli ve yoğunlaştırıcı modeli tek bir tasarım aracı olarak bir araya getirilerek sistemin genel verimliliği belirlenmektedir. Rotor ve sentetik jetli yoğunlaştırıcı birlikte bütünleşik olarak ele alındığı kombine sistem için, Yanıt Yüzey Metodu (RSM) kullanılarak rüzgar türbininin bulunduğu kesitte rüzgar hızını maksimize eden bütünleşik sistemi oluşturan parametrelerin (hücum açısı, sentetik jetin hızı, sentetik jetin frekansı, sentetik jetin açısı ve sentetik jet konumları) optimum değerleri elde edilmektedir. Ayrıca doğrulama çalışmaları ile birlikte iki boyutlu (2D) ve üç boyutlu (3D) hesaplamalı akışkanlar dinamiği (HAD) analizleri yapılmaktadır. Böylece elde edilecek çıktılar kullanılarak rüzgar hızlarının yeterli olmadığı bölgelerde rüzgardan enerji üretimine imkan verilecek olup türbinin kapasite faktörü yükseltilerek türbinden yılda alınacak enerjide önemli bir artış sağlanabilecektir.

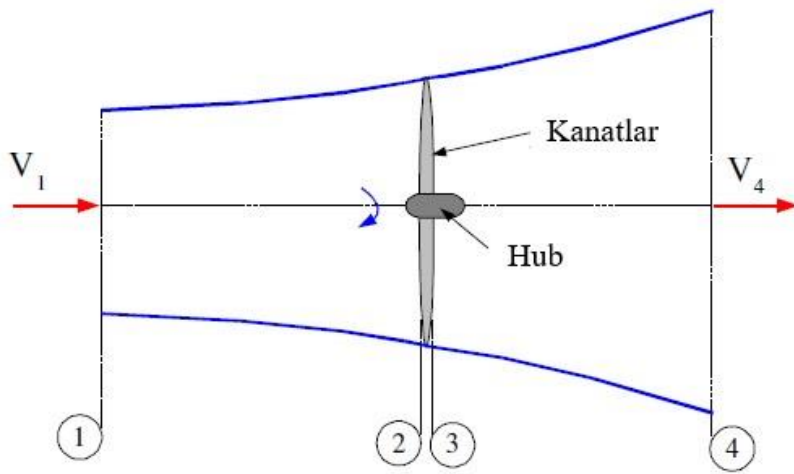
Bu tez toplam altı bölümden oluşmakta olup ikinci bölümde tezdeki metodoloji ve matematiksel modellerine yer verilmiştir. Üçüncü bölümde sentetik jetin doğrulama çalışmaları, dördüncü bölümde ise yoğunlaştırıcının tasarımı için gerekli parametreler ve seviyelerinin optimizasyon sonucunda belirlenip iki boyutlu HAD analizlerinin yapılması anlatılmıştır. Beşinci bölümde üç boyutlu çalışmalara geçilmiş ve doğrulama çalışmaları sonrasında sentetik jetli yoğunlaştırıcı türbinin MRF ve SMM metodları kullanılarak 3D HAD analizlerinden bahsedilmiştir. Son olarak altıncı bölümde ise sonuç ve önerilere yer verilmiştir.



2. METODOLOJİ VE MATEMATİKSEL MODEL

Bu bölümde lineer momentum teorisi, açısal momentum teorisi, kanat elemanı teorisi, kanat elemanı momentum teorisi ile korunum denklemleri ve türbülans modellerinden bahsedilmiştir.

2.1. Lineer Momentum Teorisi



Şekil 2.1. Rüzgar türbini etrafındaki akış alanı [60].

Şekil 2.1'de bir rüzgar türbini etrafındaki akış alanı gösterilmektedir. İşaretli noktalardan 1'de türbinin bir miktar yukarısında, 2'si kanatların hemen önünde, 3'ü kanatların hemen arkasında ve 4'ü kanatların bir şekilde aşağısında olmak üzere dört bölge gösterilmektedir. Rüzgârdan 2 ile 3 arasında enerji alınır ve bunun sonucunda basınçta değişimi olmaktadır [60].

$P_1 = P_4$ ve $V_2 = V_3$ olduğunu ayrıca 1 ile 2 ve 3 ile 4 arasında akışın sürtünmesiz olduğunu varsayarak Bernoulli denkleminde uygulandığında;

$$P_2 - P_3 = \frac{1}{2} \rho (V_1^2 - V_4^2) \quad (2.1)$$

olur. Kuvvet basınç çarpı alan olduğuna göre;

$$dF_x = (P_2 - P_3) dA \quad (2.2)$$

$$dF_x = \frac{1}{2}\rho(V_1^2 - V_4^2)dA \quad (2.3)$$

a aksenel indüksiyon faktörü ;

$$a = \frac{V_1 - V_2}{V_1} \quad (2.4)$$

Denklem düzenlenirse;

$$V_2 = V_1(1 - a) \quad (2.5)$$

$$V_4 = V_1(1 - 2a) \quad (2.6)$$

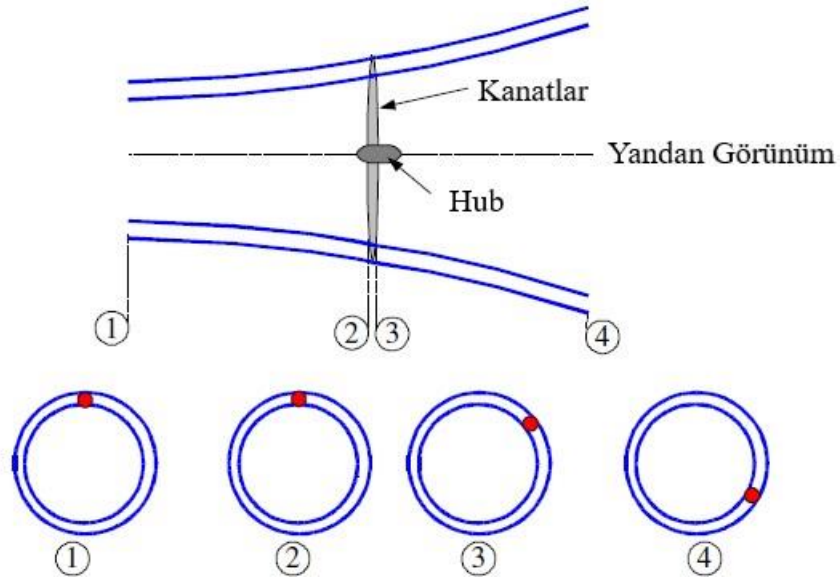
Denklem 2.6 elde edilir ve denklem 2.3’de yerine yazılırsa kuvvet;

$$dF_x = \frac{1}{2}\rho V_1^2 [4a(1 - a)]2\pi r dr \quad (2.7)$$

olarak bulunur.

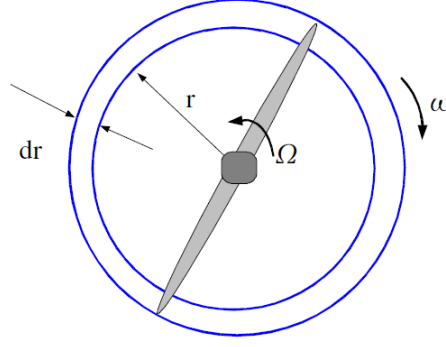
2.2. Açısal Momentum Teorisi

Şekil 2.2’ de gösterilen dönen dairesel akış kanalında dört nokta belirlenmiş olup bu noktalardan 2 ile 3 arasında türbinin dönüşü kanat izine bir dönüş kazandırır.



Şekil 2.2. Dönen dairesel akış kanalı [60]

Bu halka şeklindeki akış kanalında açısal momentumun korunumunu uygulandığında Şekil 2.3’ den görüleceği üzere kanat izi ω açısal hızıyla, kanatlar ise Ω açısal hızıyla döner.



Şekil 2.3. Dönen dairesel akış kanalının sembollerle gösterimi [60]

Temel fiziğe göre bir halkanın atalet momenti;

$$I = mr^2 \quad (2.8)$$

Açısal Momenti;

$$L = I\omega \quad (2.9)$$

Tork ise;

$$T = \frac{dL}{dt} \quad (2.10)$$

Denklem 2.8 ve 2.9, denklem 2.10'da yerine yazılırsa tork;

$$T = \frac{dI\omega}{dt} = \frac{d(mr^2\omega)}{dt} = \frac{dm}{dt} r^2 \omega \quad (2.11)$$

olarak bulunur.

Küçük bir eleman için karşılık gelen tork kuvveti:

$$dT = d\dot{m}\omega r^2 \quad (2.12)$$

$$d\dot{m} = \rho AV_2 \quad (2.13)$$

$$d\dot{m} = \rho 2\pi r dr V_2 \quad (2.14)$$

$$dT = \rho 2\pi r dr V_2 \omega r^2 \quad (2.15)$$

Açısal indüksiyon faktörü a' ;

$$a' = \frac{\omega}{2\Omega} \quad (2.16)$$

Denklem 2.5 ve açısal indüksiyon faktörü denklem 2.15 'de yerine yazılırsa;

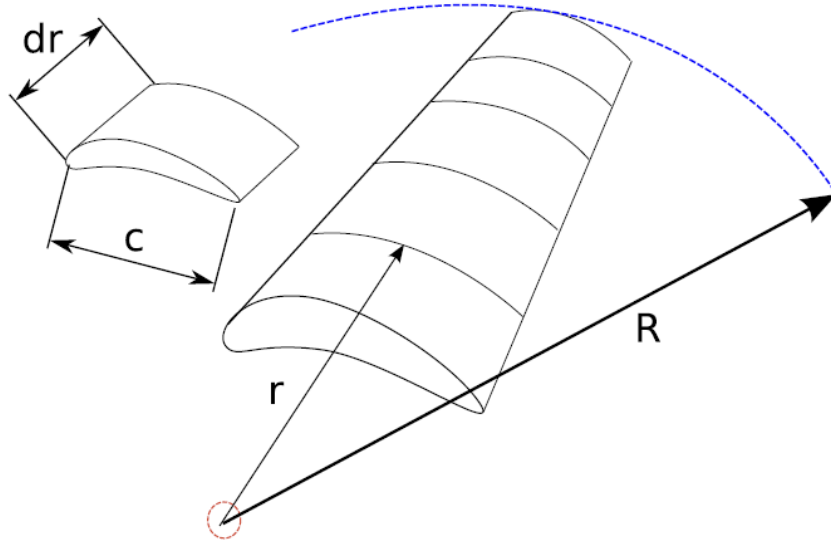
$$dT = 4a'(1 - a)\rho V\Omega r^3 \pi dr \quad (2.17)$$

Momentum teorisi ile dairesel bir sıvı elemanı üzerindeki eksenel (denklem 2.7) ve teğetsel kuvvet (denklem 2.17) için denklemler elde edilmiş olur.

2.3. Kanat Elemanları Teorisi

Kanat elemanı teorisi iki temel varsayıma dayanır. Bunlardan ilki farklı kanat elemanları arasında aerodinamik etkileşim yoktur. İkincisi ise kanat elemanları üzerindeki kuvvetler yalnızca kaldırma ve sürüklenme katsayıları tarafından belirlenir.

Şekil 2.4’ de N elemana bölünmüş bir kanat görülmektedir. Kanat elemanlarının her biri, farklı bir dönme hızına (ωr), farklı bir giriş uzunluğuna (c) ve farklı bir bükülme açısına (γ) sahip olduğundan farklı akış özelliklerine sahip olacaklardır. Kanat elemanı teorisi, kanadın yeterli sayıda (genellikle on ila yirmi arasında) elemana bölünmesini ve her birindeki akışın hesaplanmasını içerir. Genel performans özellikleri, kanat açıklığı boyunca sayısal entegrasyonla belirlenir.

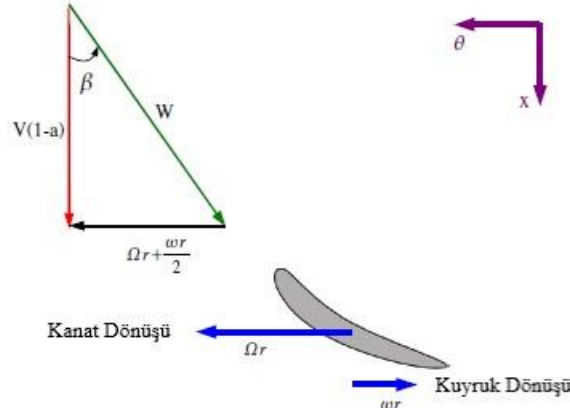


Şekil 2.4. Kanat elemanları teoreminde N elemana bölünmüş bir kanat [60]

Uygulamada, akış kanat üzerinden geçerken biraz yönlendirilir, bu nedenle kanat performansının daha doğru bir tahminini elde etmek için giriş ve çıkış akış koşullarının ortalaması, performansı tahmin etmek için kullanılır.

Şekil 2.2’den görüleceği üzere kanatların etrafındaki akış, 2. noktada başlar ve 3. noktada biter. Kanada girişte akış dönme hareketine sahip değildir, kanat sırasında çıkışta akış dönme hızı w ile döner. Yani kanat sırasında wake dönmesi tanıtılmıştır. Wake

dönmesi nedeniyle kanadın üzerindeki ortalama döner akış $\omega/2$ 'dir. Kanat, Ω hızında döner ve kanadın deneyimlediği ortalama tangent hızı $\Omega r + \frac{1}{2}\omega r$ 'dir. Bu, Şekil 2.5'de gösterilmiştir.



Şekil 2.5. Türbin kanadına doğru akış [60]

Şekil 2.5 incelendiğinde;

$$\Omega r + \frac{1}{2}\omega r = \Omega r(1 + a') \quad (2.18)$$

Denklem 2.5 denklem 2.18'de yerine yazılır;

$$\tan \beta = \frac{\Omega r(1+a')}{V(1-a)} \quad (2.19)$$

Burada V , gelen akış hızını (V_1) temsil etmek için kullanılır. β 'nin değeri kanat elemanından kanat elemanına değişmektedir. Yerel uç hızı oranı λ_r şu şekilde tanımlanır:

$$\lambda_r = \frac{\Omega r}{V} \quad (2.20)$$

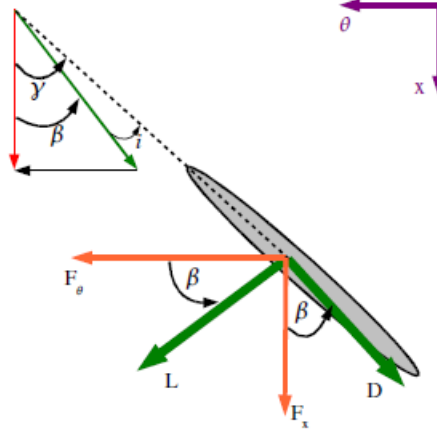
Böylece $\tan \beta$ ifadesi daha da basitleştirilir;

$$\tan \beta = \frac{\lambda_r(1+a')}{(1-a)} \quad (2.21)$$

Şekil 2.5 göre yeniden düzenleme yapılırsa bağıl hız;

$$W = \frac{V(1-a)}{\cos \beta} \quad (2.22)$$

olarak bulunur.



Şekil 2.6. Türbin kanadındaki kuvvetler [60]

Kanat elemanı üzerindeki kuvvetler Şekil 2.6' da gösterilmekte olup kaldırma (L) ve sürüklenme (D) kuvvetlerinin gelen akışa dik ve paralel olduğu görülmektedir. Her kanat elemanı için şunlar yazılabilir;

$$dF_{\theta} = dL \cos \beta - dD \sin \beta \quad (2.23)$$

$$dF_x = dL \sin \beta + dD \cos \beta \quad (2.24)$$

burada dL ve dD sırasıyla kanat elemanı üzerindeki kaldırma ve sürüklenme kuvvetleridir. dL ve dD kaldırma ve sürüklenme katsayılarının tanımından aşağıdaki şekilde bulunabilir.

$$dL = C_L \frac{1}{2} \rho W^2 c dr \quad (2.25)$$

$$dD = C_D \frac{1}{2} \rho W^2 c dr \quad (2.26)$$

Eğer B adet kanat varsa denklem 2.23 ve denklem 2.25 birleştirilerek şu şekilde gösterilebilir;

$$dF_x = B \frac{1}{2} \rho W^2 (C_L \sin \beta + C_D \cos \beta) c dr \quad (2.27)$$

$$dF_{\theta} = B \frac{1}{2} \rho W^2 (C_L \cos \beta - C_D \sin \beta) c dr \quad (2.28)$$

Bir eleman üzerindeki tork, dT basitçe teğetsel kuvvetin yarıçapla çarpımıdır.

$$dT = B \frac{1}{2} \rho W^2 (C_L \cos \beta - C_D \sin \beta) c r dr \quad (2.29)$$

Sürüklenme kuvvetinin etkisi denklemlerde net bir şekilde görülmekte olup türbindeki itme kuvvetinde bir artışa ve torkun (ve güç çıkışının) azalmasına neden olmaktadır.

Bu denklemler, β ve W' nin indüksiyon faktörleri cinsinden ifade edilirse;

$$dF_x = \sigma' \pi \rho \frac{V^2 (1-a)^2}{\cos^2 \beta} (C_L \sin \beta + C_D \cos \beta) r dr \quad (2.30)$$

$$dT = \sigma' \pi \rho \frac{V^2 (1-a)^2}{\cos^2 \beta} (C_L \cos \beta - C_D \sin \beta) r^2 dr \quad (2.31)$$

burada σ' yerel katılık olarak adlandırılır ve şu şekilde tanımlanır;

$$\sigma' = \frac{Bc}{2\pi r} \quad (2.32)$$

Türbin kanadının ucundaki kayıplar, türbin kanatları üzerindeki rüzgar ucu girdaplarında bulunanlara benzer şekilde ortaya çıkar. Bunlar BEM teorisinde bir düzeltme faktörü aracılığıyla açıklanabilir.

Bu düzeltme faktörü Q , 0 ile 1 arasında değişir ve kanat boyunca kuvvetlerdeki azalmayı karakterize eder.

$$Q = \frac{2}{\pi} \cos^{-1} \left[\exp \left\{ - \left(\frac{B/2[1-r/R]}{(r/R) \cos \beta} \right) \right\} \right] \quad (2.33)$$

$\cos^{-1}$ den elde edilen sonuçlar radyan cinsinden olmalıdır. Uç kaybı düzeltmesi denklem 2.7 ve denklem 2.17'ye uygulanır ve şu hale gelir;

$$dF_x = Q \rho V_1^2 [4a(1-a)] \pi r dr \quad (2.34)$$

$$dT = Q 4a'(1-a) \rho V \Omega r^3 \pi dr \quad (2.35)$$

2.4. Kanat Elemanları Momentum Teorisi

Denklem 2.34 ve 2.35 aksenal itme kuvvetini ve torku, akış parametreleri cinsinden ifade eden momentum teorisinden türetilmiş denklemler olup aşağıdaki gibidir.

$$dF_x = Q \rho V_1^2 [4a(1-a)] \pi r dr \quad (2.36)$$

$$dT = Q 4a'(1-a) \rho V \Omega r^3 \pi dr \quad (2.37)$$

Ayrıca, kanat profilinin kaldırma ve sürükleme katsayıları cinsinden eksenel kuvveti ve torku ifade eden kanat kuvvetlerinin dikkate alınmasından elde edilen denklemler 2.30 ve 2.31' dir.

$$dF_x = \sigma' \pi \rho \frac{V^2(1-a)^2}{\cos^2 \beta} (C_L \sin \beta + C_D \cos \beta) r dr \quad (2.38)$$

$$dT = \sigma' \pi \rho \frac{V^2(1-a)^2}{\cos^2 \beta} (C_L \cos \beta - C_D \sin \beta) r^2 dr \quad (2.39)$$

Rotor performansını hesaplamak için momentum dengesinden denklem 2.34 ve 2.35, denklem 2.30 ve 2.31'e eşitlenirse lineer indiksyon ve açısal indiksyon katsayıları elde edilir.

$$\frac{a}{1-a} = \frac{\sigma' [C_L \sin \beta + C_D \cos \beta]}{4Q \cos^2 \beta} \quad (2.40)$$

$$\frac{a'}{1-a} = \frac{\sigma' [C_L \cos \beta - C_D \sin \beta]}{4Q \lambda_r \cos^2 \beta} \quad (2.41)$$

Her parçanın toplam güce katkısı;

$$dP = \Omega dT \quad (2.42)$$

olarak yazılır. Rotordan gelen toplam güç ise;

$$P = \int_{r_h}^R dP dr = \int_{r_h}^R \Omega dT dr \quad (2.43)$$

Burada r_h hub yarıçapı olup güç katsayı C_p aşağıdaki şekilde yazılabilir.

$$C_p = \frac{P}{P_{rüzgar}} = \frac{\int_{r_h}^R \Omega dT}{\frac{1}{2} \rho \pi R^2 V^3} \quad (2.44)$$

Denklem 2.44 denklem 2.31 kullanılarak yeniden düzenlenirse güç katsayısı C_p ;

$$C_p = \frac{8}{\lambda^2} \int_{\lambda_h}^{\lambda} Q \lambda_r^3 a' (1-a) \left[1 - \frac{C_D}{C_L} \tan \beta \right] d\lambda_r \quad (2.45)$$

olarak elde edilir.

2.5. Korunum Denklemleri ve Türbülans Modellemesi

Akışkanlar dinamiği, akışkanların hareketini ve özelliklerini açıklamak için kullanılan temel denklemler aracılığıyla incelenir. Bu temel denklemler, kütle, momentum, enerji korunumu, momentumun korunumu ve enerjinin korunumu olmak üzere üç temel korunum yasasına dayanır. Bu matematiksel ifadeler, bir kontrol hacmindeki kütle, momentum ve enerjinin zaman içindeki değişimini tanımlar, bu da akışkanların karmaşık davranışlarını anlamamıza yardımcı olur. Viskoz akış için momentum denklemleri genellikle Navier-Stokes denklemleri altında özetlenir. Viskoz bir akış, sürtünmenin taşınma olayını içeren bir akıştır. Sürtünme, akışkan sınırlarına yakın yerlerde ve genel olarak hız alanı içindeki güçlü değişkenlik gösteren akışlarda önemli bir rol oynar. Viskoz bir akış ayrıca, atalet kuvvetleriyle karşılaştırıldığında viskoz kuvvetlerin önemli olduğu bir akış olarak tanımlanır ve bu nedenle uygun Reynolds sayılarında (ataletin viskoz kuvvetlere oranı) tam Navier-Stokes denklemlerinin çözülmesi gerekir.

Akış laminar ve türbülanslı akış olarak ikiye ayrılmaktadır. Laminar akış koşullarında, hız alanı düzgün bir şekilde değişir ve akış çizgileri birbirine karışmaz bunun yerine, paralel bir şekilde birbirine uyumlu bir hareket sergilerler. Türbülanslı akış durumunda, hem uzayda hem de zamanda büyük hız ve basınç dalgalanmaları meydana gelir. Bir akışın laminar mı yoksa türbülanslı mı olduğu atalet/viskoz kuvvetler oranının bir fonksiyonudur. Laminar akış için sıvının viskozitesi akışa eklenen düzensizlikleri sönmeyecek kadar büyüktür, türbülanslı akışlar için ise atalet kuvvetleri viskoz kuvvetlerden çok daha büyüktür. Boyutsuz Reynolds sayısı atalet kuvvetlerinin viskoz kuvvetlere oranını temsil eder [61].

$$Re = \frac{\rho u L}{\mu} \quad (2.46)$$

L akışın karakteristik uzunluk ölçeğidir. Düşük Reynolds sayıları için akış laminar, yüksek Reynolds sayıları için ise türbülanslı olarak karakterize edilir.

Türbülanslı akışları modellemek için en yaygın kullanılan yaklaşım, simülasyon zaman çerçevelerinin ve dolayısıyla hesaplama giderlerinin büyük ölçüde azaltıldığı Reynolds Ortalamalı Navier-Stokes (RANS) denklemlerinin çözümüdür.

Navier-Stokes denklemlerini RANS denklemlerine dönüştürmek için zamanla değişen türbülanslı hız dalgalanmalarının ortalama hızdan ayrılabilmesi varsayılmaktadır. Bir değişkenin zaman ortalamalı bileşene $\bar{u}_i$ ve dalgalanan bileşene u'_i bu şekilde

bölünmesi genel olarak Reynolds ayrışımı olarak adlandırılır. Bir örnek olarak u_i hız bileşeninin Reynolds ayrışımı şöyledir;

$$u_i(x, t) = \bar{u}_i(x) + u'_i(x, t) \quad (2.47)$$

Reynolds ayrıştırmasının hız ve basınca uygulanması ve ardından zaman ortalamasının alınması, Reynolds ortalama Navier-Stokes denklemlerini (RANS) verir.

$$\text{Süreklilik: } \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (2.48)$$

$$\text{Momentum: } \rho \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial \bar{u}_i \bar{u}_j}{\partial x_j} \right) = \rho \bar{f}_i + \frac{\partial}{\partial x_j} (-\bar{p} \delta_{ij} + 2\mu \bar{S}_{ij} - \rho \overline{u'_i u'_j}) \quad (2.49)$$

burada $\bar{f}_i$, zaman ortalama dış kuvvet tensörüdür ve $\bar{S}_{ij}$, gerilim tensörünün ortalama hızıdır.

$$\bar{S}_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \quad (2.50)$$

Zaman ortalama bir büyüklüğün zaman türevinin sıfır olduğu ancak RANS momentum (2.49) denkleminde korunur. Bunun sebebi, zaman ölçeklerinin ayrılması varsayımıdır. Ortalama süre, küçük türbülanslı dalgalanmaların zaman ölçeğinden daha yüksek, ancak akıştaki toplu akış aktivitelerinin (örneğin girdap dökülmesi veya rotor döndürme) zaman ölçeklerinden çok daha küçüktür. Bu temelde RANS yöntemi, kararsız Reynolds Ortalama Navier-Stokes (URANS) yöntemi olarak adlandırılan kararsız akış simülasyonlarına uygulanabilir.

Denklem 2.49' dan görüleceği gibi, momentum denkleminin sağ tarafı artık Reynolds gerilim tensörü olarak tanımlanan bir terimi $-\rho \overline{u'_i u'_j}$ içermektedir. Artık denklemlerde daha fazla bilinmeyen olduğundan, Reynolds gerilim tensörünü sağlamak için başka bir denklem gereklidir. Bu ek denklemin yokluğuna genellikle türbülansın kapanma problemi denir. Reynolds gerilmeleri için bir çözüme izin veren ve dolayısıyla RANS denklemlerinin kapanışını sağlayan bir yaklaşım, hız dalgalanmalarını veya bunların akış üzerindeki etkilerini temsil etmek için bir türbülans modeli kullanılarak verilmiştir. RANS'ın türbülans kapanma modeliyle birlikte kullanılmasıyla Navier-Stokes denklemlerini sayısal olarak çözmek için gereken kaynaklar, günümüz bilgisayarlarının anlamlı hesaplamaları kolayca gerçekleştirebileceği için büyük ölçüde azalır.

2.5.1. Türbülans modellemesi

Boussinesq Yaklaşımı, türbülansın yön açısından bağımsız olduğu ve temelini boyut analizine dayandıran bir türbülans modellemesinin ilkidir. Bu yaklaşımlardan ikincisi fizik temelli bir yaklaşım olan Reynolds Gerilmesi Taşınımı'nda ise türbülansın her yönde farklı davrandığı varsayılır ve bu yaklaşım ile geliştirilen türbülans modellerinde denklemlerinin çözümü daha karmaşıktır [62].

2.5.1.1. Boussinesq yaklaşımı

Boussinesq yaklaşımında Reynolds Gerilmesi türbülanslı viskozite adı verilen ve aslında var olmayan bir fiziksel büyüklük yardımıyla akışla ilişkilendirilir. Bu yaklaşıma göre momentumun türbülansdan dolayı karışımı laminar akışlarda momentumun moleküler taşınımına benzemektedir. Laminer akışa ait Navier–Stokes denklemlerindeki $\rho \nu \left[\frac{\partial^2 u_i}{\partial x_j^2} \right]$ terimine benzer şekilde Reynolds gerilmesi de viskozite ile hız gradyenlerinin toplamının çarpımı şeklinde yazılabilir. Laminer akışa göre farklı olan kısım akışkana ait bir özellik olan viskozitenin türbülanslı akışa ait bir özellik olan türbülanslı viskozite ile değişmesidir [63].

$$\rho(\overline{u'_i u'_j}) = \rho \nu_t \left[\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right] - \frac{\rho}{3} (\overline{u'_k u'_k}) \delta_{ij} \quad (2.51)$$

Denklem (2.51) Boussinesq denklemi olarak bilinir. Burada en sağdaki terim normal gerilmelerin toplamını ifade etmekte olup, δ_{ij} Kronecker delta tensör operatörüdür.

Türbülans modellemesi yapılırken sınır tabaka içerisinde duvara çok yakın olan ve sürtünme etkilerinin çok yoğun hissedildiği viskoz alt bölge içerisinde moleküler viskozite (ν), türbülanslı viskoziteye (ν_t) karşı çok baskın olup, bu bölge içerisinde türbülanslı viskozite ihmal edilebilecek kadar etkisizdir. Ara bölgede moleküler viskozite ile türbülanslı viskozite aynı mertebedir. Sınır tabakanın tamamen türbülanslı kısımlarında ise türbülanslı viskozite moleküler viskoziteye kıyasla oldukça büyüktür ve moleküler viskozite bu kısımda ihmal edilebilir.

Türbülans modelleri Sıfır Denklemlili Türbülans Modeli, 1 Denklemlili (Spalart – Allmaras) ve 2 Denklemlili (k- ω /k- ϵ /k- ω SST) modellerde olmak üzere üçe ayrılırlar. Burada önemli türbülans modellerinden kısaca bahsedilmekte olup bu tezde kullanılan k- ω SST türbülans modelinden ayrıntılı bir şekilde bahsedilmektedir.

2.5.1.2. Spalart-Almaras türbülans modeli

Spalart-Almaras, değiştirilmiş girdap viskozitesi için bir taşıma denklemini çözen bir RANS modelidir. Bu model, sönümsüz kinematik girdap viskozitesi için tek bir ek değişken ekler. Düşük Reynolds sayılı bir modeldir ve tüm akış alanını katı duvara kadar çözebilir. Formülasyonu ve katsayıları boyut analizi, Galilean değişmezliği ve seçilmiş ampirik sonuçlar kullanılarak tanımlanmıştır. Geliştirilmesinde kullanılan ampirik sonuçlar, iki boyutlu (2D) karıştırma katmanları, izler ve düz plaka sınır katmanı akışlarıdır. Bu modelin amacı cebirsel karışım uzunluğu modelleri ile elde edilen tahminleri geliştirerek karmaşık akışlar için yerel bir model geliştirmek ve iki denklemlilik türbülans modellerine daha basit bir alternatif sunmaktır. Değiştirilmiş formdayken girdap viskozitesinin duvar yakınında çözülmesi kolaydır. Temel olarak kanat profilleri üzerindeki süpersonik/transonik akışlar, sınır katmanı akışları vb. gibi hafif ayrılmalı aerodinamik/turbomakine uygulamaları için tasarlanmıştır. Ters basınç değişimlerine maruz kalan sınır tabakaları için iyi sonuçlar verdiği gösterilmiştir. Avantajı oldukça kararlı olması ve iyi yakınsama göstermesidir. Turbomakine uygulamaları için iyi sonuçlar verse de her türlü karmaşık mühendislik akışına uygulanabilirliği hala soru işaretleri taşımaktadır. Deneyimler, bu modelin kayma akışı, ayrılmış akış veya azalan türbülans sergileyen alanları doğru şekilde hesaplamadığını göstermektedir. [64].

2.5.1.3. k-ε türbülans modeli

k-ε modeli, türbülans kinetik enerjisi (k) ve türbülans kinetik enerjisinin dağılım hızı (ε) olan iki değişkeni çözen bir türbülans modelidir. k-ε modeli, iyi yakınsama oranı ve nispeten düşük bellek gereksinimleri nedeniyle endüstriyel uygulamalarda sıklıkla kullanılmaktadır. Ters basınç gradyanları, akışta güçlü eğrilik veya jet akışı sergileyen akış alanlarını çok doğru bir şekilde hesaplamaz [65]. Karmaşık geometriler etrafındaki dış akış problemlerinde iyi performans gösterir. İyi bir başlangıç tahmini sağlamak için k-ε modeli kullanılabilir. k-ε modelinin Standart k-ε (SKE) modeli, Renormalizasyon grubu (RNG) k-ε modeli ve Gerçekleştirilebilir k-ε (RKE) modeli olmak üzere üç farklı modeli mevcuttur [62].

2.5.1.4. Standart k- ω türbülans modeli

Kinetik enerji k ve türbülans frekansı ω için çözülen iki denklemlili girdap viskozite modelidir. Konvektif taşıma denklemleri türbülans kinetik enerjisi ve bunun spesifik dağılım hızı, k ve ω için sırasıyla çözümlür. k- ω modelinin, öncelikle duvarın yakınındaki viskoz alt katmanda sayısal kararlılık açısından k- ϵ modelinden üstün olduğu kanıtlanmıştır. K- ω modeli k- ϵ modeline benzer, ancak kinetik enerjinin spesifik dağılım oranı olan ω için çözüm sağlar. Düşük Reynolds sayılı bir modeldir ancak model denklemleri duvarda tanımsız olan terimleri içermez yani duvar fonksiyonları kullanılmadan duvara entegre edilebilirler. Basınç gradyanlı çok çeşitli sınır tabakası akışları için doğru sonuçlar verirler. K- ω 'nın sıkıştırılabilirlik etkileri, geçiş akışları ve kesme akışı düzeltmeleri gibi çeşitli alt modelleri mevcuttur. Daha doğrusal değildir dolayısıyla k- ϵ modeline göre yakınsaması daha zordur ve çözümün ilk tahminine oldukça duyarlıdır. K- ω modeli, iç akışlar, güçlü eğrilik sergileyen akışlar, ayrılmış akışlar ve jetler gibi k- ϵ modelinin doğru olmadığı birçok durumda kullanışlıdır. Özellikle havacılık ve turbo-makine alanlarında kullanılmaktadır [66].

2.5.1.5. k- ω SST türbülans modeli

K- ω SST türbülans modeli (Menter'in SST k- ω modeli) k- ϵ ve k- ω modellerinin iyi yönlerinin birleştirilmesi ile oluşturulan ve Boussinesq Yaklaşımı temelli 2 denklemlili bir türbülans modelidir. Bu modelin iki ana özelliği, model katsayılarının bölgesel olarak ağırlıklandırılması ve hızlı gerilen akışlarda girdap viskozitesinin büyümesinin sınırlandırılmasıdır. Bölgesel modelleme, katı duvarların yakınında k- ω modelini ve sınır tabakası kenarlarının yakınında ve serbest kesme katmanlarında standart k- ϵ modelini (bir k- ω formülasyonunda) kullanır. Bu geçiş, model katsayılarının harmanlama fonksiyonuyla elde edilir. Kayma gerilimi taşıma modellemesi aynı zamanda türbülanslı kayma gerilimini sınır katmanları içindeki türbülanslı kinetik enerjinin sabit bir katıyla sınırlandırmaya zorlayarak girdap viskozitesini de değiştirir. Bu değişiklik, güçlü ters basınç gradyanlarına ve ayrılmaya sahip akışların tahminini geliştirir. k- ω ve k- ϵ modelini birleştirmek için k- ϵ modeli k- ω formülasyonuna dönüştürülür. Bu formülasyon ile orijinal k- ω modeli arasındaki farklar, ω denkleminde ek bir çapraz difüzyon teriminin görünmesi ve modelleme sabitlerinin farklı olmasıdır. Orijinal k- ω modeli daha sonra bir F1 fonksiyonu ile çarpılır ve dönüştürülmüş k- ϵ modeli bir fonksiyon (1 - F1) ile çarpılır ve her modelin karşılık gelen denklemleri toplanır. F1 fonksiyonu, duvara yakın bölgede bir (orijinal

modeli etkinleştirerek) ve duvardan uzakta sıfır değeri olacak şekilde tasarlanmıştır. Birleşme sınır tabakasının iz bölgesinde gerçekleşir. SST modeli ayrıca ayrılmış akışların tahminini geliştirmek için türbülanslı girdap viskozitesi fonksiyonunu da değiştirir. Diğer modeller genellikle ters basınç değişimlerinden dolayı sınır tabakasının gecikmesini ve ayrılmasını eksik tahmin eder. Bu ciddi bir eksikliktir ve genellikle aerodinamik cisimler için aşırı iyimser performans tahminleriyle sonuçlanan viskoz-viskoz olmayan etkileşimin etkilerinin hafife alınmasına yol açar. Bu eksikliğin nedeni diğer modellerin türbülans gerilmelerin taşınmasının önemli etkilerini hesaba katmamasıdır [67].

Bu modelde taşınım denklemleri k ve ω çözülür. k ve ω değerleri elde edildikten sonra türbülanslı viskozite (ν_t), cebirsel bir bağıntı kullanılarak hesaplanır.

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_j k)}{\partial x_j} = \tau_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \beta^* \rho \omega k + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\mu + \sigma_k \mu_t) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] \quad (2.52)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho \omega)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_j \omega)}{\partial x_j} \\ = \frac{\gamma}{\nu_t} \tau_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \beta \rho \omega^2 + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left((\mu + \sigma_\omega \mu_t) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right) \right] + 2(1 - F_1) \frac{\rho \sigma_\omega^2}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \end{aligned} \quad (2.53)$$

(2.52) ve (2.53) kısmi diferansiyel denklemleri, bu modelde türbülans kinetik enerji ve bu enerjinin yitim hızının hesaplanması için çözülmesi gereken denklemlerdir. Ayrıca Tablo 2.1’de k - ω SST türbülans modelinin çözümünde kullanılan katsayılar gösterilmektedir.

$$\tau_{ij} = \mu_t \left(2\delta_{ij} - \frac{2}{3} \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \delta_{ij} \right) - \frac{2}{3} \rho k \delta_{ij} \quad (2.54)$$

$$\delta_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (2.55)$$

$$\mu_t = \frac{\rho a_1 k}{\max(a_1 \omega \Omega F_2)} \quad (2.56)$$

$$\Omega = \sqrt{2W_{ij}W_{ij}} \quad (2.57)$$

$$W_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (2.58)$$

$$\emptyset = F_1 \emptyset_1 + (1 - F_1) \emptyset_2 \quad (2.59)$$

$$F_1 = \tan h(arg_1^2) \quad (2.60)$$

$$arg_1 = \min \left[\max \left(\frac{\sqrt{k}}{\beta^* \omega d}, \frac{500v}{d^2 \omega} \right), \frac{4\rho \sigma_{\omega 2} k}{CD_{k\omega} d^2} \right] \quad (2.61)$$

$$F_2 = \tan h(arg_2^2) \quad (2.62)$$

$$arg_2 = \max \left(2 \frac{\sqrt{k}}{\beta^* \omega d}, \frac{500v}{d^2 \omega} \right) \quad (2.63)$$

Tablo 2.1. k- ω SST türbülans modeline ait sabit sayılar [67]

γ_1	$\frac{\beta_1}{\beta^*} - \frac{\sigma_{\omega 1} K^2}{\sqrt{\beta^*}}$
γ_2	$\frac{\beta_2}{\beta^*} - \frac{\sigma_{\omega 2} K^2}{\sqrt{\beta^*}}$
σ_{k1}	1.176
σ_{k2}	1
$\sigma_{\omega 1}$	2
$\sigma_{\omega 2}$	1.168
β_1	0.075
β_2	0.0828
β^*	0.09
κ	0.4178
a_1	0.31

Transition SST türbülans modelinde ise taşınım denklemlerine ek olarak aralıklılık (intermittency) ve Re_θ için taşınım denklemleri çözülür.

$$\frac{\partial(\rho\gamma)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho U_j \gamma)}{(\partial x_j)} = P\gamma_1 - E\gamma_1 + P\gamma_2 - E\gamma_2 + \frac{\partial}{(\partial x_j)} [(\mu + \mu_t/\sigma_\gamma) \frac{\partial \gamma}{(\partial x_j)}] \quad (2.64)$$

$$\frac{\partial(\rho Re_\theta)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho U_j Re_\theta)}{\partial x_j} = P_{\theta t} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\sigma_{\theta t} (\mu + \mu_t) \frac{\partial Re_\theta}{\partial x_j} \right] \quad (2.65)$$

2.6. Hareketli Referans Çerçevesi Akışlar

Birçok problem birden fazla hareketli parça içerir veya dönüş yüzeyi olmayan sabit yüzeyler içerir. Bu problemler için modeli, bölgeleri ayıran arayüz sınırları ile çoklu akışkan/katı hücre bölgelerine bölünmesi gerekir. Hareketli bileşenleri içeren bölgeler daha sonra hareketli referans çerçeve denklemleri kullanılarak çözülebilirken, durağan bölgeler sabit çerçeve denklemleri ile çözülebilir. Denklemlerin arayüzde ele alınma şekline göre yaklaşımlar aşağıdaki gibidir;

1. Tek referans Çerçevesi modeli (SRF)
2. Çoklu Dönen Referans Çerçeveleri
 - 2.1 Çoklu Referans Çerçevesi modeli (MRF)
 - 2.2 Karıştırma Düzlemi Modeli (MPM)
3. Kayar Mesh Modeli (SMM)

Tek referans çerçevesi modeli yaklaşımı birden fazla hareketli parça içeren durumlar için kullanılamaz. Hem çoklu referans çerçevesi modeli hem de karıştırma düzlemi yaklaşımları, kararlı durum yaklaşımlarıdır ve öncelikle arayüzlerdeki koşulların ele alındığı şekilde farklılık gösterir. Öte yandan, kayan ağ modeli yaklaşımı, ağın zamanla hareketi nedeniyle doğası gereği kararsızdır. Burada analizlerde en çok kullanılan yaklaşım olan çoklu referans çerçevesi modeli ve kayan ağ modelinden bahsedilecektir.

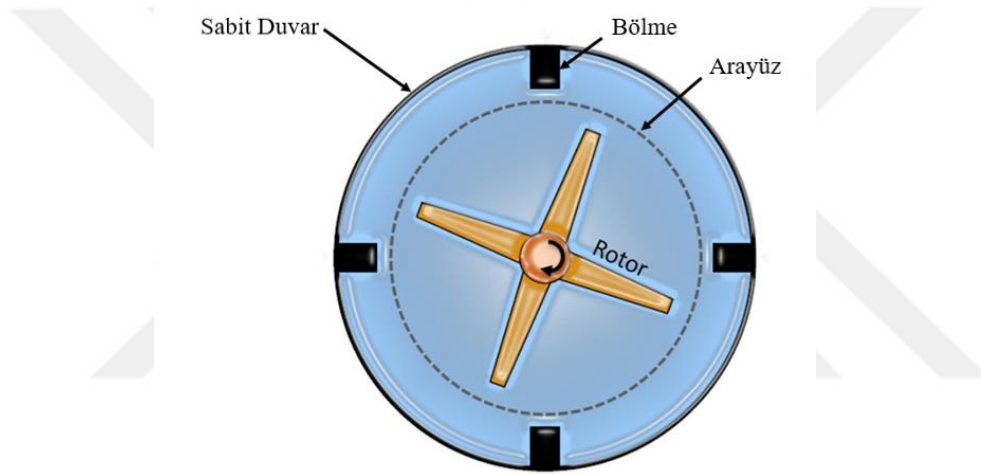
2.6.1. Çoklu referans çerçeve modeli (MRF)

MRF modeli, çoklu bölgeler için iki yaklaşımın en basitidir. Bireysel hücre bölgelerine farklı dönme ve/veya öteleme hızları atanabildiği bir kararlı durum yaklaşımıdır. Her hareketli hücre bölgesindeki akış, hareketli referans çerçeve denklemleri kullanılarak çözülür. Bölge durağan ise ($w=0$), denklemler durağan hallerine indirgenir. Hücre bölgeleri arasındaki arayüzlerde, bir bölgedeki akış değişkenlerinin bitişik bölgenin sınırındaki akıları hesaplamak ve kullanılmasını sağlamak için yerel bir referans çerçeve dönüşümü gerçekleştirilir.

MRF yaklaşımının, hareketli bir bölgenin bitişik bölgelere göre (hareketli veya sabit olabilen) göreceli hareketini hesaba katmaz. Bu, hareketli parçanın hareketini belirli bir konumda dondurmaya ve rotor bu konumdayken anlık akış alanını gözlemlemeye benzer bu nedenle, MRF'ye genellikle "donmuş rotor yaklaşımı" denir.

Şekil 2.7'de MFR yaklaşımı ile ilgili bir dönen bir parça gösterilmektedir. Burada rotor ve sabit duvarlardan ayrı olarak, akışkan bölgesinin içinde bulunan sabit bölmeler

vardır. Böylece, sabit ve dönen bölge arasında ayırım yapmak için rotor eksenini etrafındaki bir dönüş yüzeyi olan bir arayüz tanımlanır. MRF modeli, akışın karmaşık olmadığı ve türbin aşamasında rotor ve stator arasındaki etkileşimin zayıf olduğu durumlarda kullanılmalıdır. Bir MRF simülasyonu ile dönen izler, ikincil akışlar, ön kenar basıncı artışları vb. her zaman tam olarak aynı konumlarda kalacaktır. Bu simülasyonu, rotorların ve statorların tam olarak nasıl konumlandırıldığına çok bağımlı hale getirir. Genellikle MRF modeli, kayan ağ hesaplaması için başlangıç koşulu olarak kullanılabilecek akış alanını hesaplamak içinde kullanılır. Ayrıca arayüzlerle uyumlu (conformal) veya uyumlu olmayan ağ (non-conformal) yapısına sahip olabilir. Periyodik arayüzlere izin verilir ancak periyodik açılar (veya ofsetler) tüm bölgeler için aynı olmalıdır [68].



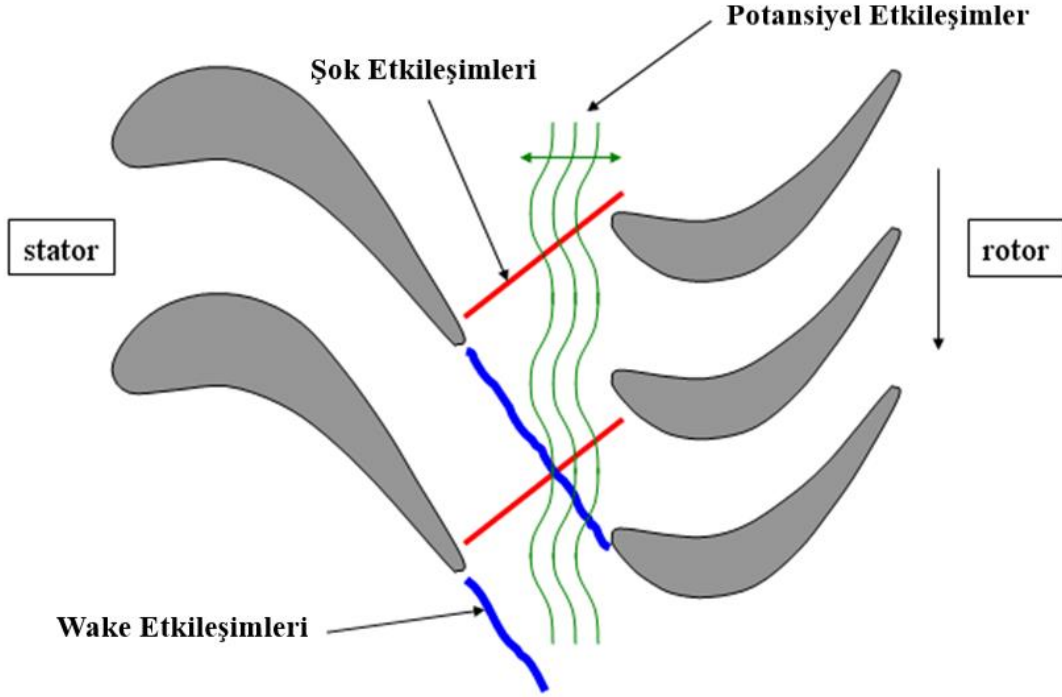
Şekil 2.7. MRF yaklaşımının gösterimi [68]

2.6.2. Kayan ağ modeli (SMM)

Kayan ağ modeli kararsız akış alanını hesaplamak için kullanılan bir modeldir. Rotor-stator etkileşimi için (zaman ortalamalı bir çözüm yerine) zaman açısından doğru bir çözüm istendiğinde, kayan ağ modeli kullanılmaktadır. Bu model, birden fazla hareketli referans çerçevesindeki akışları simüle etmek için en doğru yöntem olmasına karşın aynı zamanda uzun analiz sürelerine ve yüksek CPU güçlerine ihtiyaç duymaktadır.

Çoğu zaman, bir kayan ağ simülasyonunda aranan kararsız çözüm periyodiktir. Yani kararsız çözüm, hareketli alanların hızlarıyla ilgili bir periyodla tekrar eder. Kayan ağlarda, dönen bir makinedeki sabit ve dönen bileşenlerin görelî hareketi, kararsız etkileşimlere yol açacaktır. Bu etkileşimler Şekil 2.8’ de gösterilmekte olup genel olarak aşağıdaki gibi sınıflandırılmaktadır:

- Potansiyel etkileşimler: Hem yukarı hem de aşağı yönde yayılan basınç dalgaları nedeniyle akış kararsızlığı.
- İz (Wake) etkileşimleri: Yukarı yöndeki bıçak sıralarından aşağı akışta konveksiyon yapan izler nedeniyle akış kararsızlığı.
- Şok etkileşimleri: Akış aşağı kanat sırasına çarpan şok dalgaları nedeniyle transonik/süpersonik akış kararsızlığı.



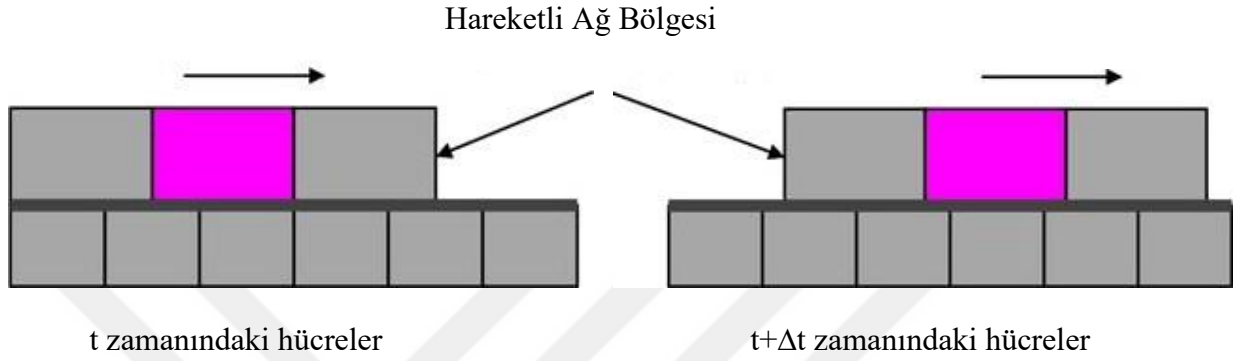
Şekil 2.8. Kararsız etkileşimlerin gösterimi [69]

Çoklu referans çerçevesi (MRF) ve karıştırma düzlemi (MP) modelleri, kararlı durumlara uygulanan ve dolayısıyla kararsız etkileşimleri ihmal eden modellerdir. Kayan ağ modeli (SMM) ise, sabit ve dönen bileşenlerin görel hareketini açıkladığından dolayı kararsız etkileşimleri ihmal edemez.

Kayan ağ tekniğinde iki veya daha fazla hücre bölgesi kullanılır. Her hücre bölgesi, en az bir arayüz bölgesi ile sınırlandırılmıştır. Bitişik hücre bölgelerinin arayüz bölgeleri, bir ağ arayüzü oluşturmak için birbiriyle ilişkilendirilirler. İki hücre bölgesi, kafes arayüzü boyunca birbirine göre hareket edecektir.

Hesaplama sırasında hücre bölgeleri, ayrı adımlarla ağ arayüzü boyunca birbirine göre kayar. Şekil 2.9’da, ağın t zamanındaki başlangıç pozisyonu ve bir miktar öteleme meydana geldikten sonraki $t+\Delta t$ zamanındaki pozisyonu görülmektedir.

Döndürme veya öteleme gerçekleşirken, ağ arayüzü boyunca uyumlu olmayan ağ (non-comformal) yapısı kullanılır. Kayan arayüzler kısmen örtüşebilir. Akış doğası gereği kararsız olduğundan, zamana bağlı bir çözüm prosedürü gereklidir [69].



Şekil 2.9. Hücre bölgelerinin zamana bağlı değişimi [69]

3. SENTETİK JET AKIŞ ANALİZİ

NACA 0015 kanat profili üzerindeki akışta aktif kontrol yöntemleri kullanmadan önce kontrolsüz durum için bir doğrulama çalışmasının yapılması gerekmektedir. Daha sonra ise aynı koşullar altında kontrollü durum için doğrulama çalışmaları yapılmaktadır. Kontrolsüz (sentetik jetsiz) ve kontrollü (sentetik jetli) kararsız akış analizlerin kıyaslamasının yapılacağı çalışma Duvigneau ve Visonneau [27], NACA 0015 kanat profili üzerindeki iki boyutlu (2D) akışı nümerik olarak inceledikleri çalışmadır. Bu çalışmada NACA0015 kanat profilinin kiriş uzunluğu 0,375 m olarak alınmış ve kirişin ön kenarından kirişin c % 12'sine monte edilmiş ve genişliği $h = \% 5,3$ c olan bir sentetik jet aktüatörü kullanılmıştır. Duvar ile jet yönü arasındaki açı $\theta=10^\circ$ alınmıştır. Çok düşük türbülans yoğunluğu ile hava için 896.000'lik bir Reynolds sayısına karşılık gelen 35 m/s'lik bir giriş hızı belirlenmiştir. Ayrılma içeren akışların daha iyi tahminini sağladığı için duvara yakın düşük Reynolds sayılı SST $k-\omega$ türbülans modeli kullanılmıştır. Ayrıca kontrolsüz analizle ilgili olarak Shengli Cao ve arkadaşlarının [28,29] yaptığı çalışmalar ile ikinci bir doğrulama daha yapılmıştır.

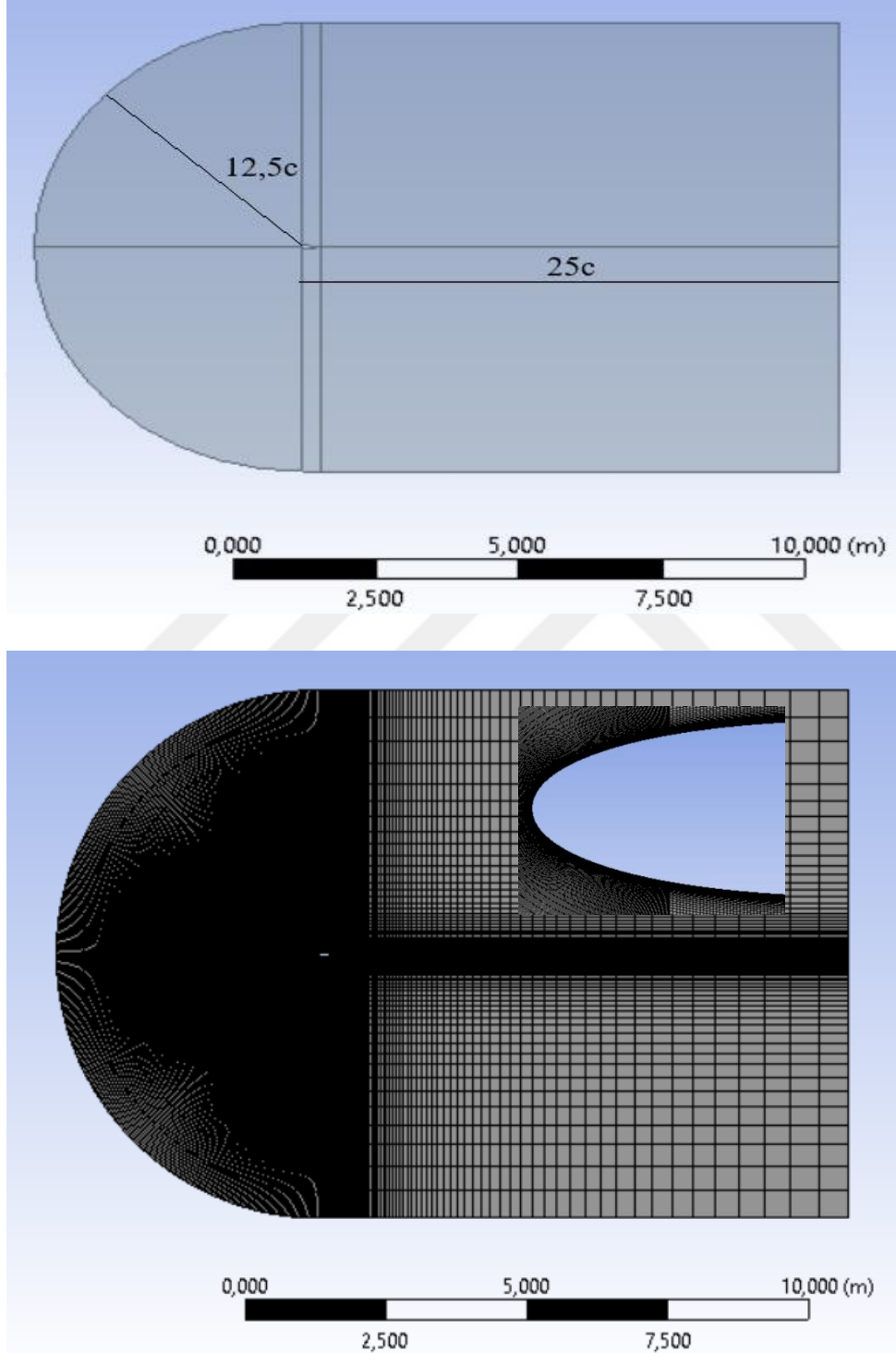
Bu çalışmada kullanılan akış parametreleri ve referans değerleri aşağıdaki gibidir.

Tablo 3.1. Referans değerler ve sınır koşulları

U_∞	35 m/s
P	101359.121 Pa
P	1.225 kg/m ³
N	1.7894x10 ⁻⁵ m ² /s
T	288.16 K
Ma	0.15
C	0.375 m
Re	896000
Sentetik Jet Boyut ve Konumu	$h = \% 5.3c$, $S = \% 12c$, $\theta = 10^\circ$
Akış Alanı Boyutları	12c x 25c

3.1. Kontrolsüz Akış Analizi

Öncelikle kontrolsüz analiz doğrulama çalışmasında kullanılmak üzere oluşturulan akış alanı, Şekil 3.1’deki gibi C ve H tipi farklı ağ yapılarının birleşiminden oluşmaktadır.



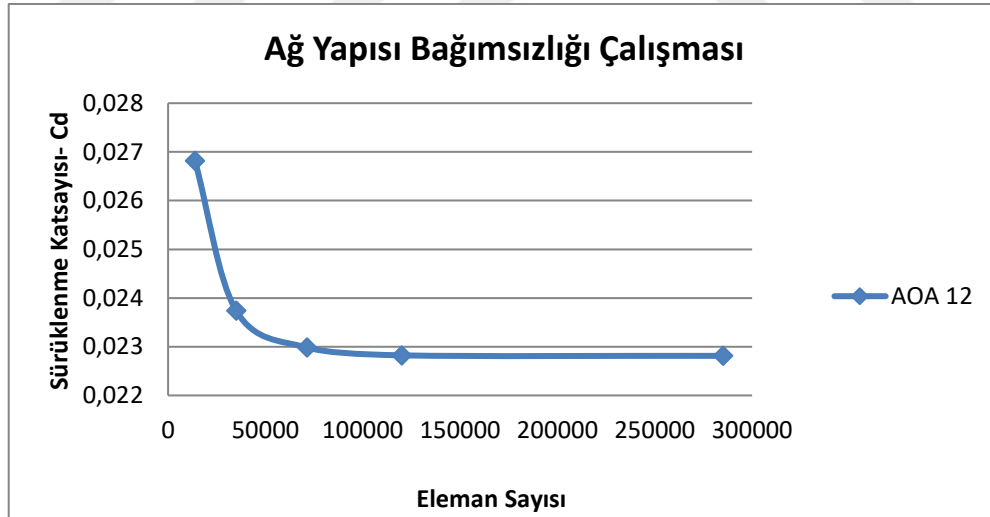
Şekil 3.1. HAD analizlerinde kullanılan akış alanı ve boyutları

3.1.1. Kontrolsüz akış ağ yapısı

Ağ yapısı ANSYS programında oluşturulmuş olup ağ yapısı bağımsızlığı testi sürüklenme katsayısı (C_D) sonuçlarının karşılaştırılması ile yapılmıştır. Tablo 3.2 görüleceği üzere ağ yapısı bağımsızlığı testi için 5 farklı ağ yapısı oluşturulmuş ve 12° hücum açısında yapılan HAD analizleri sonucunda, 120.000 elemana sahip ağ yapısı ile 285.000 elemanlı ağ yapısına ait sürüklenme katsayıları (C_D) arasında bir fark olmadığından dolayı 120.000 elemanlı ağ çözüm için seçilmiştir.

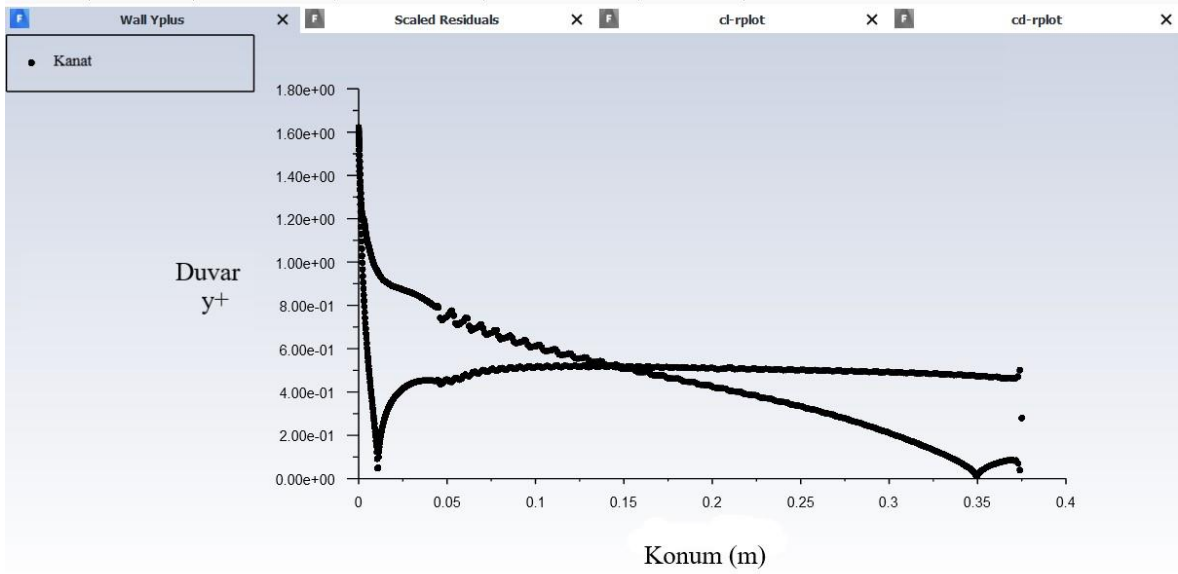
Tablo 3.2. 12° Hücum açısında farklı mesh eleman sayılarına göre elde edilen kaldırma (C_L) ve sürüklenme (C_D) katsayıları

Hücum Açısı	Ağ Eleman Sayısı	C_D	C_L
12°	13.800	0,02681966	1,1151275
12°	35.000	0,023738662	1,1425538
12°	71.250	0,022984857	1,1489578
12°	120.000	0,02282297	1,1488982
12°	285.000	0,0228129	1,1445200



Şekil 3.2. Ağ yapısı bağımsızlığı grafiği

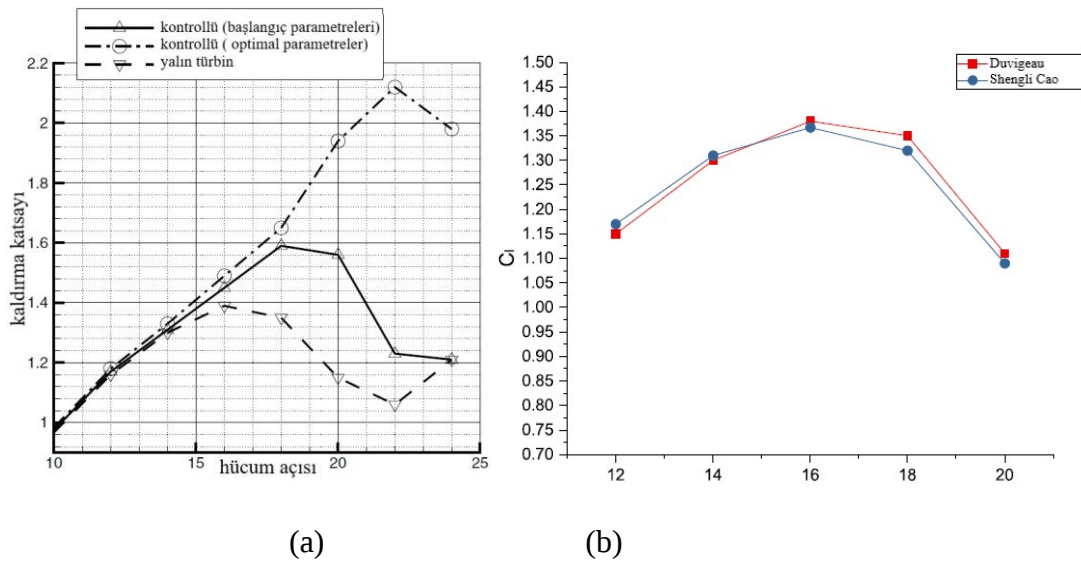
HAD analizlerinde çözüm yöntemi olarak basınç-hız bağlaşımı ve bağlaşık çözümler için COUPLED şeması kullanılacağından türbülanslı sınır tabakanın tam olarak çözümlenebilmesi için y^+ değerinin 1 veya daha küçük olması zorunluluğu vardır [27]. Bu y^+ değerinin sağlanabilmesi için ilk eleman boyutu 9.75×10^{-6} metre olarak hesaplanmıştır. Şekil 3.3'den görüleceği üzere yapılan analiz sonuçlarına göre y^+ değeri ortalama 0.27 dir.



Şekil 3.3. Mevcut çalışmada analiz sonucu elde edilen y^+ değeri

3.1.2. Kontrolsüz akış doğrulama analizleri

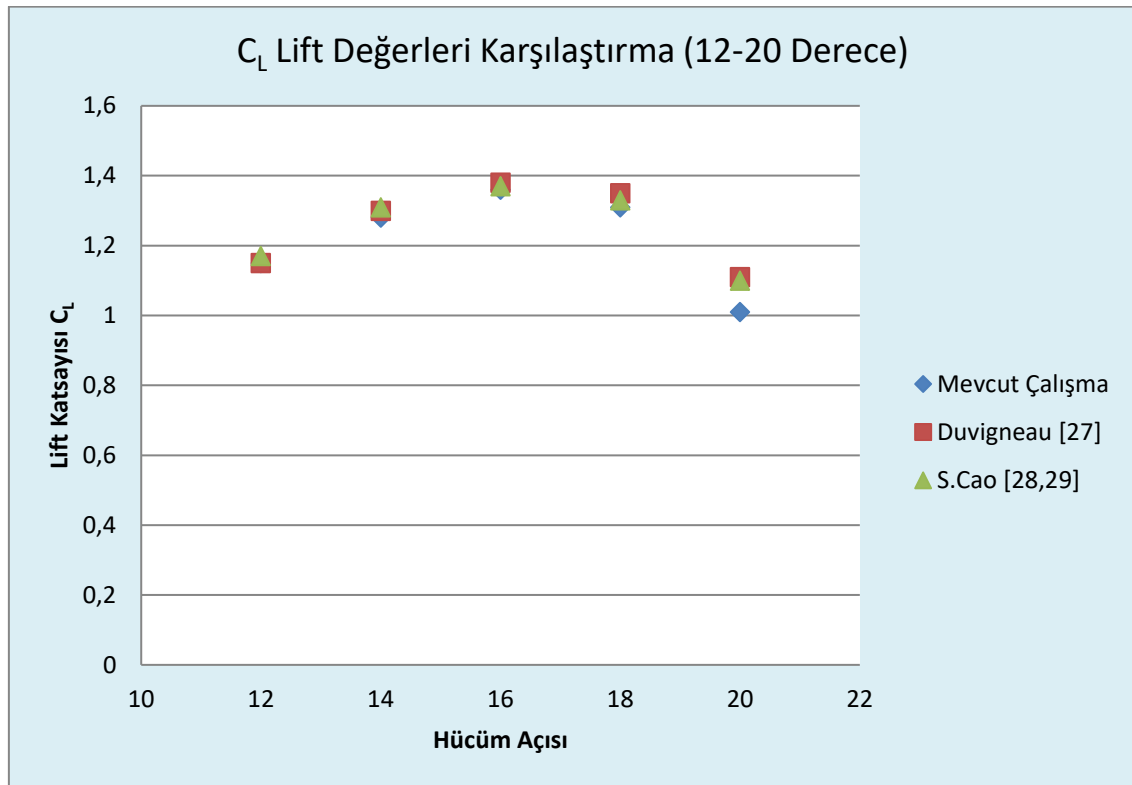
Kontrolsüz analiz doğrulama çalışmalarında Duvigneau ve Visonneau [27] ile Shengli Cao ve arkadaşlarının [28,29] yaptığı çalışmalar esas alınmıştır. Her iki çalışmada da elde edilen 12° - 20° hücum açılarındaki kaldırma katsayıları (C_L) yapılan analiz ile karşılaştırılmıştır. Kontrolsüz kanat üzerindeki 2D akışın doğrulama analizlerinde NACA 0015 kanat profili geometrisi kullanılmıştır ve kanat profil ölçüleri [21] nolu referanstan temin edilmiştir. Analizler zamana bağlı olarak $k-\omega$ SST türbülans modeli ile yapılmıştır. Şekil 3.4’de (a) Duvigneau ve Visonneau [27] ile (b) Shengli Cao ve arkadaşlarının [28,29] analiz çalışmaları görülmektedir.



Şekil 3.4. (a) Duvigneau ve Visonneau [27] analiz sonuçları, (b) Shengli Cao ve arkadaşlarının [28,29] analiz sonuçları

Tablo 3.3. Lift Katsayıları karşılaştırılması

C_L Lift Katsayıları Karşılaştırması			
Hücum Açısı	Mevcut Çalışma	Duvigneau [27]	S.Cao [28,29]
12°	1,15	1,15	1,17
14°	1,28	1,30	1,31
16°	1,36	1,38	1,37
18°	1,31	1,35	1,33
20°	1,01	1,11	1,10



Şekil 3.5. Kaldırma katsayısı analiz sonuçları karşılaştırma

Kontrolsüz akış analizi için mevcut analiz sonuçlarının Duvigneau ve Visonneau [27] ile Shengli Cao [28,29] analiz sonuçları ile karşılaştırdığımızda oldukça uyumlu olduğu görülerek kontrolsüz analiz doğrulama çalışmaları tamamlanmıştır.

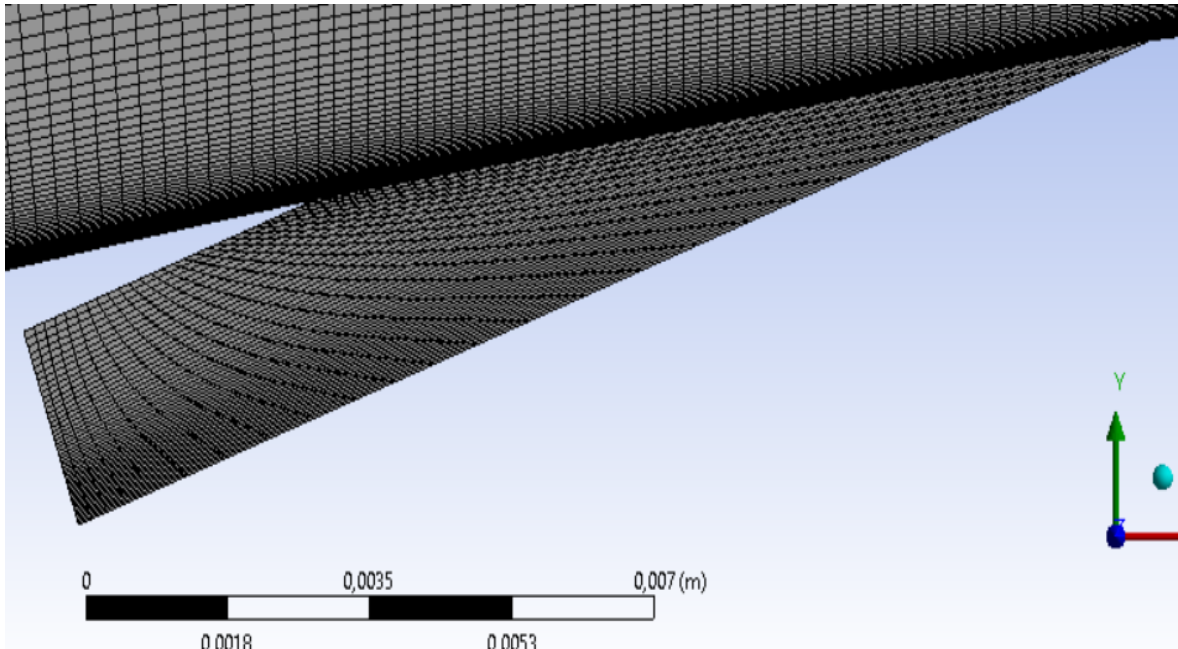
3.2. Kontrollü Akış Analizi

Durma (stall), hücum açısının belirli bir noktanın ötesinde arttığı ve böylece kaldırma kuvvetinin azalmaya başladığı bir durumdur. Bunun meydana geldiği açıya kritik hücum açısı denir. Kanat üzerinden bağlı akış hala baskınken, küçük hücum açılarında hava akışı ayrımı oluşmaya başlar. Hücum açısı arttıkça kanadın üst kısmındaki ayrılmış bölgelerin boyutu artar ve kanadın kaldırma kuvveti oluşturma yeteneği

engellenir. Kritik hücum açısında, ayrılmış akış o kadar baskındır ki, hücum açısındaki daha fazla artış daha az kaldırma kuvveti ve çok daha fazla direnç üretir. Bu etkilerden kurtulmak, akış kopmasını önlemek veya geciktirebilmek için sentetik jet kullanılmaktadır. Bu çalışmada bir NACA 0015 kanat profili üzerine bir sentetik jet yerleştirilerek Duvigneau ve Visonneau [27] yaptığı çalışmayla karşılaştırılmıştır.

3.2.1. Kontrollü akış ağ yapısı

ANSYS programı ile Şekil 3.6'dan da görüleceği üzere kontrollü akış analizi için NACA 0015 kanat profili üzerine yerleştirilen sentetik jet bölgesinde daha iyi sonuçlar elde edebilmek için sıkı bir ağ yapısı oluşturulmuştur.

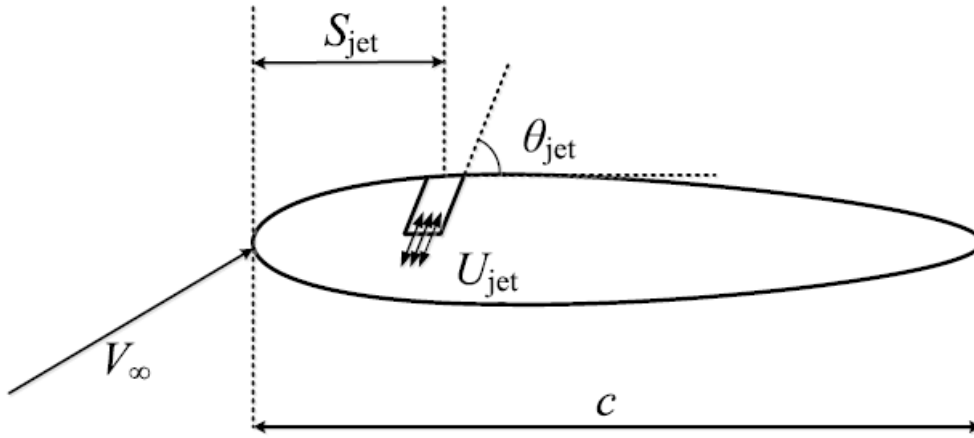


Şekil 3.6. Sentetik jet ağ yapısı

3.2.2. Kontrollü akış doğrulama analizleri

Kontrollü akış analizlerin kıyaslamasının yapılacağı çalışma Duvigneau ve Visonneau [27], NACA 0015 kanat profili üzerindeki 2D akışı nümerik olarak inceledikleri çalışmadır. Şekil 3.7' de görüldüğü gibi bu çalışmada NACA0015 kanat profilinin kiriş uzunluğu 0,375 m olarak alınmış ve kirişin ön kenarından kirişin $c \% 12$ 'sine monte edilmiş ve genişliği $\% 5,3$ c olan bir sentetik jet aktüatörü kullanılmıştır. Duvar ile jet yönü arasındaki açı $\theta=10^\circ$ alınmıştır. Çok düşük türbülans yoğunluğu ile hava için 896.000'lik bir Reynolds sayısına karşılık gelen 35 m/s' lik bir giriş hızı belirtilmiştir. Ayrılma içeren

akışların daha iyi tahminini sağladığı için duvara yakın düşük Reynolds sayısı $k-\omega$ SST türbülans modeli kullanılmıştır.



Şekil 3.7. Sentetik jetin kanat üzerindeki geometrik yapısı

Sentetik jetin akış analizinde parametreler boyutsuzlaştırılarak kullanılmış olup buna göre;

$$N_{jet} = \frac{N_{exp}L}{U_{\infty}} = 1,29 \quad (3.1)$$

$$U_{jet} = \frac{U_{exp}}{U_{\infty}} = 1,37 \quad (3.2)$$

Burada N_{jet} sentetik jetin frekansı U_{jet} ise sentetik jetin hızıdır. Denklem (3.1) ve (3.2)'den analizlerde kullanılan N_{exp} ve U_{exp} değerleri sırasıyla $N_{exp} = 120 \text{ Hz}$ ve $U_{exp} = 47,95 \text{ m/s}$ olarak bulunur.

Sınır koşulları olarak kanat profili yüzeyinde kaymama koşulu geçerli olup akış alanının hız-giriş ve basınç-çıkış sınır koşulu geçerlidir. Ayrıca sentetik jet aktüatörü ile ilgili olarak, hıza dayanan bir emme/üfleme tipi sınır koşulu denklem (3.3) kullanılmıştır.

$$\vec{U} = U_{jet} \sin(2\pi ft) \vec{d} \quad (3.3)$$

Burada; U_{jet} sentetik jetin hızı f frekansı ve $\vec{d}$ ise jet yönünde bir birim vektördür.

Sentetik jetin sınır koşullarını Ansys Fluent programında tanımlayabilmek için bir alt programa ihtiyaç vardır. Kullanıcı Tanımlı Fonksiyon (UDF) olarak bilinen bu alt program giriş-çıkış koşulları, malzeme özellikleri ve hareketli ağ yapıları veya akış çözüm alanlarının özel olarak tanımlanmalarında kullanılırlar [70]. UDF aynı anda birden fazla işlev olarak programlanabilir. Aşağıda da görüleceği üzere bu çalışmada, C++

programında oluşturulan UDF alt programının kullanım fonksiyonları, sentetik jet sınır şartları hız girişi olarak tanımlanmıştır.

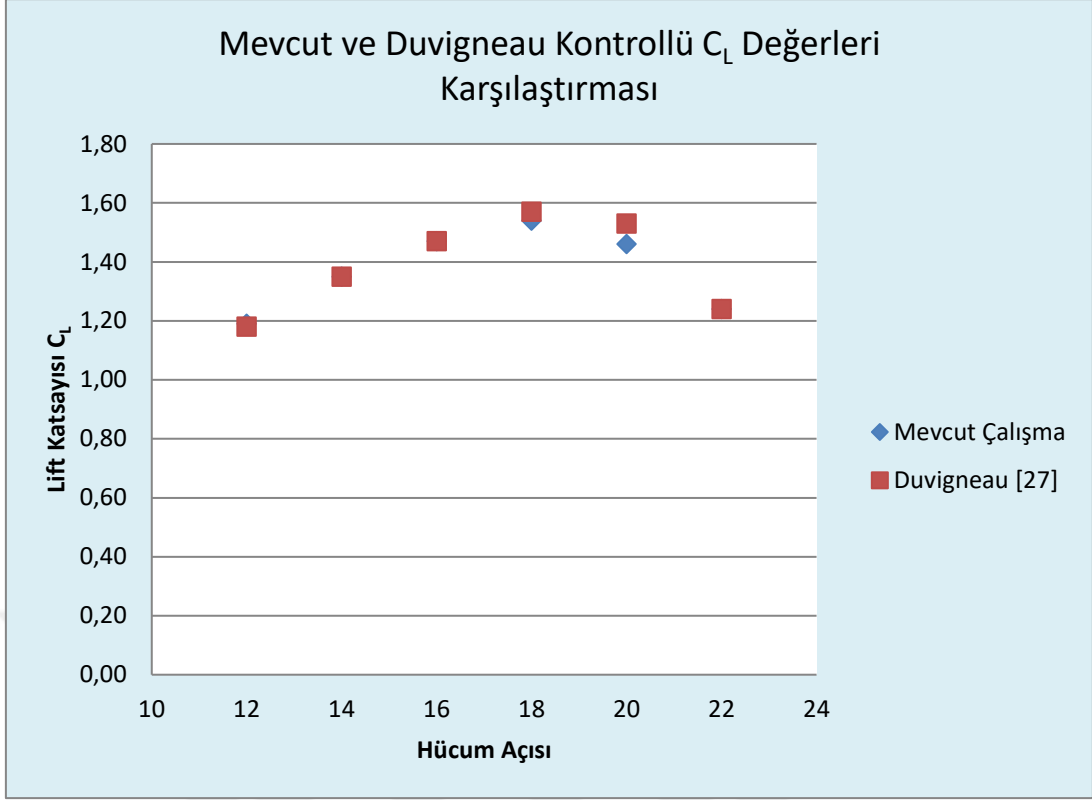
```
#include "unsteady.h"

DEFINE_PROFILE(syntetic_jet_vel,t,i)
{
    face_t f;
    real vel = 0.0, vel_max=47.95;
    real freq=120;
    vel = vel_max*sin(2*3.141593*freq*CURRENT_TIME);
    begin_f_loop(f,t)
    {
        F_PROFILE(f,t,i)=vel;
    }
    end_f_loop(f,t)
}
```

NACA 0015 kanat profili üzerine gerçekleştirilen kontrollü akış analizleri sonucunda elde edilen değerler Duvigneau ve Visonneau [27] çalışması ile karşılaştırılarak sonuçlar Tablo 3.4’de gösterilmiştir.

Tablo 3.4. Mevcut çalışma kontrollü ve Duvigneau-Visonneau [27] çalışması kontrollü kaldırma katsayısı (C_L) karşılaştırması

Hücum Açısı	Mevcut Çalışma (C_L)	Duvigneau Çalışması [27] (C_L)
12°	1,19	1,18
14°	1,35	1,35
16°	1,47	1,47
18°	1,54	1,57
20°	1,46	1,53
22°	1,24	1,24



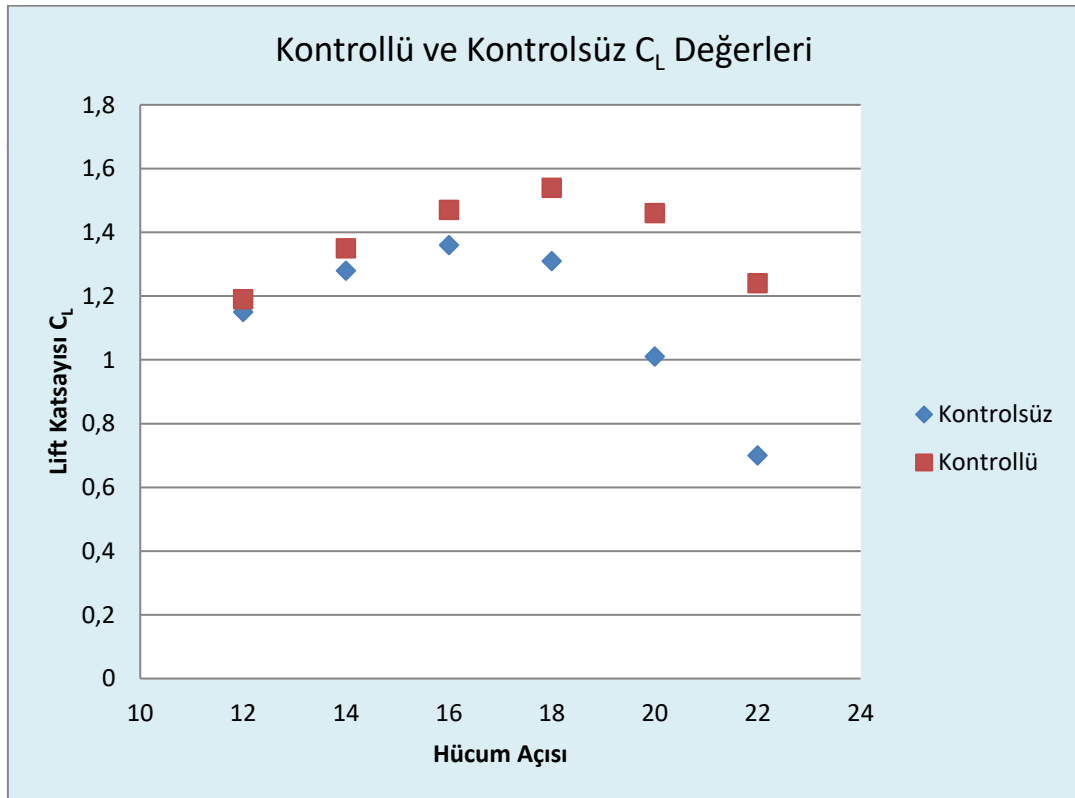
Şekil 3.8. Mevcut çalışma kontrollü ve Duvigneau-Visonneau [27] çalışması kontrollü kaldırma katsayısı (C_L) karşılaştırması

Duvigneau ve Visonneau [27] çalışmalarında Tablo 3.3 ve Şekil 3.4'den de görüleceği üzere; kontrolsüz akış da durma (stall) 16° hücum açısında başlamakta 18° - 20° derin durma (deep-stall) ve 20° 'de durma sonrası (post-stall) konumuna geçmektedir. Durma (stall) başlangıcında kaldırma kuvvetindeki düşüş 16° - 18° hücum açısı arasında az olmakla birlikte 18° - 20° hücum açıları arasında maksimum düzeye ulaşmaktadır. Daha sonra başlangıç parametreleri ile yaptıkları kontrollü akış analizlerinde durma (stall) başlangıç hücum açısını 19° çıkararak akış ayrılmasını 3° geciktirmişlerdir. Böylece kontrolsüz (baseline) duruma göre yaklaşık % 14 kaldırma artışı elde edilmiştir.

Bu çalışmada ise Tablo 3.5 ve Şekil 3.9'da görüldüğü gibi yapılan kontrollü ve kontrolsüz akış analizlerinde; Kontrolsüz durum için durma (stall) hücum açısı 16° ve durma sonrası (post stall) 20° olarak bulunmuştur. Kontrollü durum için ise başlangıç parametreleri ile yapılan kontrollü akış analizlerinde durma (stall) başlangıç hücum açısını 19° çıkmış akış ayrılmasının 3° geciktirildiği görülmüştür. Mevcut çalışmada kontrolsüz duruma göre yaklaşık % 14,9 kaldırma artışı elde edilmiştir. Böylece mevcut çalışma ile Duvigneau ve Visonneau [27] çalışmasındaki sonuçlar büyük bir uyum içerisinde olduğundan dolayı doğrulama çalışması tamamlanmıştır.

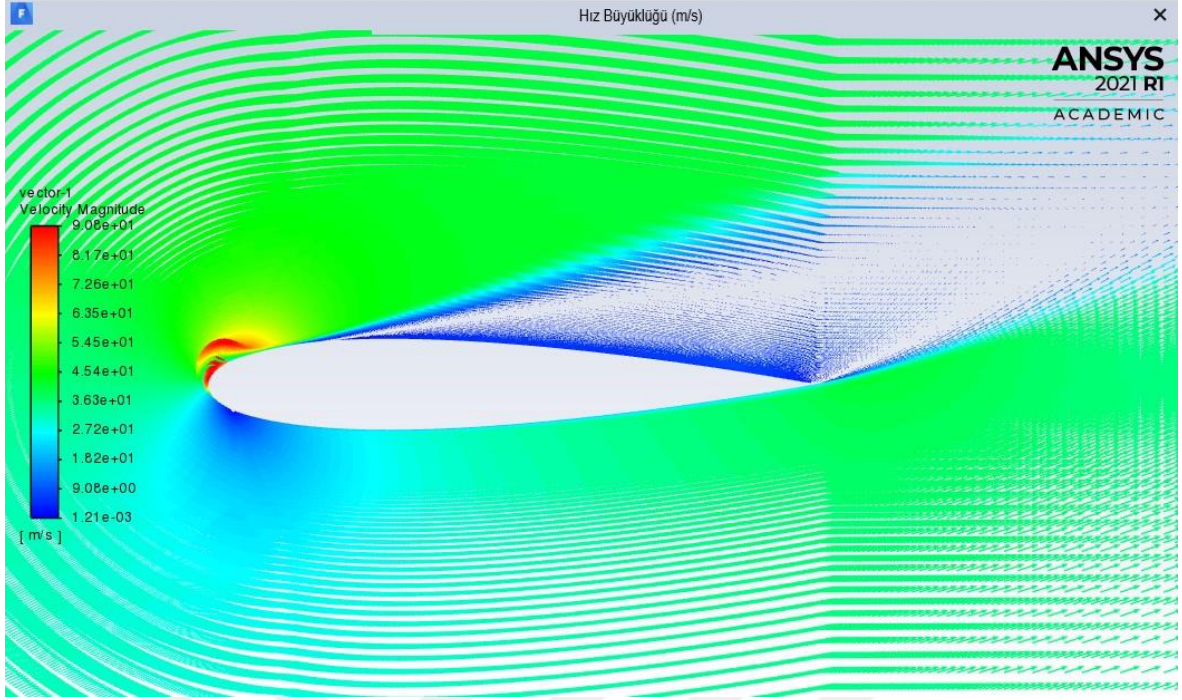
Tablo 3.5. Mevcut çalışma kontrollü ve kontrolsüz kaldırma katsayısı (C_L)

Hücum Açısı	Kontrolsüz (C_L)	Kontrollü (C_L)
12°	1,15	1,19
14°	1,28	1,35
16°	1,36	1,47
18°	1,31	1,54
20°	1,01	1,46
22°	0,7	1,24

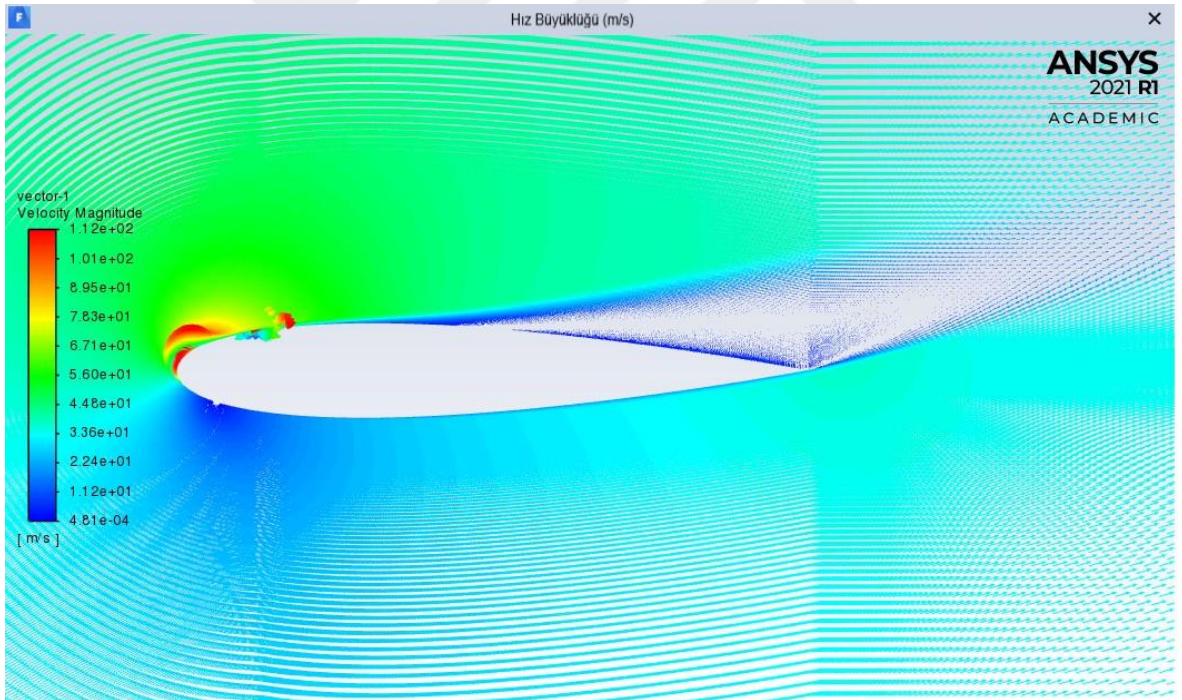


Şekil 3.9. Mevcut çalışma kontrollü ve kontrolsüz kaldırma katsayısı (C_L) grafiği

Şekil 3.10 ve 3.11’de 20°’deki kontrollü ve kontrolsüz akış hız dağılımları görülmektedir. Şekil 3.11’de gösterilen kontrollü akış hız dağılım grafiğinden açıkça görüldüğü üzere sentetik jet akış ayrılmasını geciktirmekte ve akış ayrılmasının kanat üzerindeki konumunu kuyruğa doğru ötelemektedir.



Şekil 3.10. Kontrolsüz analizde hız dağılımları (hücum açısı 20°)



Şekil 3.11. Kontrollü analizde hız dağılımları (hücum açısı 20°)

4.YOĞUNLAŞTIRICI AKIŞ ANALİZİ

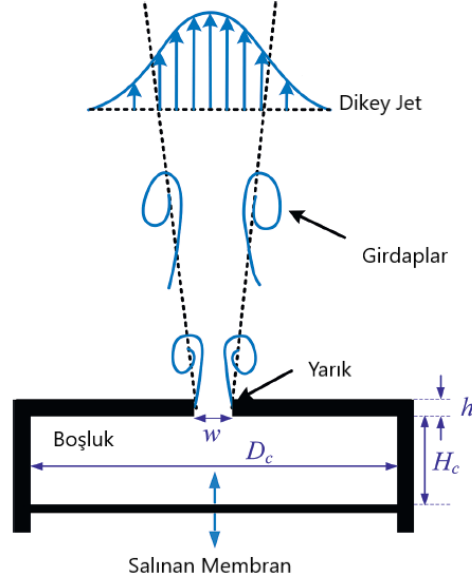
Sentetik jet doğrulama çalışmaları tamamlandıktan sonra optimizasyon çalışmalarına geçilmiştir. Optimizasyon çalışmaları kanat kesitli yoğunlaştırıcı bir türbinde, yoğunlaştırıcı üzerine yerleştirilen sentetik jet etkisiyle, yoğunlaştırıcı içerisindeki türbin önüne gelen akış hızını maksimum hale getiren yoğunlaştırıcı ve sentetik jet parametrelerini bulmaya yöneliktir. Bu kapsamda SG 6043 kanat kesitine sahip yoğunlaştırıcı türbin ele alınacak olup sentetik jet etkisinin yoğunlaştırıcı performansına etkisi, sentetik jetli ve sentetik jetsiz yoğunlaştırıcı olmak üzere incelenmiştir. Analizler sonucunda sentetik jet'in yoğunlaştırıcı türbin performansına etkisi ortaya konulmuştur.

Optimizasyon çalışmaları referans çalışmadaki gibi 2D HAD analizleriyle gerçekleştirilmiş ve yoğunlaştırıcı içerisindeki türbini temsil eden disk model yaklaşımı kullanılmıştır. Bu yaklaşımla türbin bir disk ile temsil edilecek olup türbinin oluşturduğu itki, disk üzerine tanımlanmıştır. Optimizasyon çalışması için öncelikle parametreler daha sonra ise deneysel tasarım yöntemi belirlenmiştir. Parametreler olarak hücum açısı, sentetik jetin hızı, sentetik jetin frekansı, sentetik jetin açısı, sentetik jetin konumu belirlenmiş olup optimizasyon için ise Yanıt Yüzey Metodu ile birlikte deneysel tasarım yöntemi olarak Box-Behnken yöntemi kullanılmıştır.

4.1. Parametrelerin Belirlenmesi

Sentetik jetlerde parametre seçimi büyük önem arz etmektedir bu konu ilgili olarak, Zhong ve arkadaşlarına [71] göre sentetik jetin akış özellikleri, üç grupta sınıflandırılabilen farklı kontrol parametreleri tarafından yönetilir. Bunlar sırasıyla çalışma parametreleri, geometrik parametreler ve akışkan parametreleridir. Dar yuva ağızlı tipik bir sentetik jet aktüatörü için, aşağıdakiler dahil dokuz bağımsız parametre vardır;

- | | |
|--------------------------|------------------------------|
| 1- Uyarım frekansı f_e | 6- Boşluk çapı D_c |
| 2- Uyarım genliği A | 7- Boşluk derinliği H_c |
| 3- Kanal genişliği w | 8- Kinematik viskozite ν |
| 4- Kanal uzunluğu L | 9- Akışkan yoğunluğu ρ |
| 5- Kanal derinliği h | |



Şekil 4.1 Sentetik jet görünümü [71]

Bu dokuz parametrenin yanında etkinlikleri yapılan bir çok çalışma ile kanıtlanmış ana parametreler vardır. Bunlar;

- 1- Sentetik jetin hızı
- 2- Sentetik jetin açısı
- 3- Sentetik jetin konumu

Yukarıda bahsedilen bu parametreler ile ilgili olarak;

Gilarranz, Traub ve Rediniotis [21], jet frekansının akış ayrılmasının önlenmesi veya geciktirilmesi üzerine etkilerini inceleyen deneysel bir çalışma yapmışlardır. Bu çalışmada parametreler olarak jetin hızı, jetin frekansı ve jetin açısı kullanılmış olup sayısal olarak jetin hızı 20-90 m/s, jetin frekansı 30-130 Hz ve jetin açısı 0° - 10° aralığındaki değerler alınmıştır.

Duvigneau ve Visonneau [27], NACA 0015 kanat profili üzerindeki 2 boyutlu akışı nümerik olarak incelemiştir. Bu çalışmada sentetik jete ait parametrelerinden sentetik jetin hızı, açısı ve frekansı kullanılarak HAD analizleri ile optimize edilmiştir. Çalışmada sayısal olarak jetin hızı 47,95-65,45 m/s, jetin frekansı 23,3-120 Hz ve jetin açısı 10° - 35° aralığındaki değerler alınmıştır.

Shengli Cao ve arkadaşları [28,29], sentetik bir jet ile NACA0015 kanat profili üzerindeki akışlardaki kütle aktarımı ve kaldırma artışı, Lagrange tutarlı yapıları (LCS) kullanılarak sayısal olarak incelenmiştir. Bu çalışmada optimizasyon için sentetik jete ait parametrelerinden jetin hızı, frekansı ve açısı kullanılmış olup sayısal olarak ise jetin hızı 90 m/s, jetin frekansı 30 Hz ve jetin açısı 35° değerleri alınmıştır.

E. Montazer ve arkadaşları [20] NACA0015 kanat profili etrafındaki kontrol akışındaki iki hücum açısı olan 13° (NACA0015'in stall açısı) ve 16° (NACA0015'in stall sonrası açısı) kanat profilinin performansını maksimize etmek için sentetik jet aktüatörü parametrelerinin optimizasyonunu incelemişlerdir. Optimizasyon değişkenleri olarak jet frekansı, jet yuvasının uzunluğu ve giriş boyunca jet konumu belirlenmiştir. Çalışmada sayısal olarak jetin hızı 85-140 m/s, jetin frekansı 60-130 Hz ve jetin açısı 0° - 10° aralığındaki değerler alınmıştır.

Erler, Akçayöz ve Tuncer [30] yaptıkları çalışmalarında, % 12,5 kalınlığa sahip bir eliptik profil ve NACA 0015 kanat kesiti üzerine yerleştirilen sentetik jetlerin akış üzerindeki etkileri sayısal olarak incelenmiştir. Yapılan önceki çalışmalardan sonra en iyi akış kontrolünü elde edebilmek için jetin hızı, yeri, açısı ve frekansının optimize edilmesi yoluna gidilmiştir. Çalışmada boyutsuz olarak jetin hızı 0,1-0,3 m/s, jetin frekansı 0,8-3 Hz ve jetin açısı 10° - 50° aralığındaki değerler alınmıştır.

M.G.DeGiorgi ve arkadaşları [31], Aktif akış kontrolü için NACA 0015 kanat profili ile stator kanadında sentetik jet ve sürekli jet arasında karşılaştırma çalışmaları yapmışlardır. Optimizasyon değişkenleri olarak jetin hızı, jet frekansı ve jet açısı belirlenmiştir. Çalışmada sayısal olarak jetin hızı 75 m/s, jetin frekansı 60-130 Hz ve jetin açısı $13,6^\circ$ aralığındaki değerler alınmıştır.

Z. L. Tang ve arkadaşları [72] NACA 0015 kanat profili üzerindeki 2 boyutlu akışı nümerik olarak inceledikleri çalışmada, optimizasyon parametresi olarak sentetik jete ait parametrelerden jetin hızı, açısı ve frekansını kullanmışlardır. Çalışmada sayısal olarak jetin hızı 30-100 m/s, jetin frekansı 30-60 Hz ve jetin açısı 30° - 150° aralığındaki değerler alınmıştır.

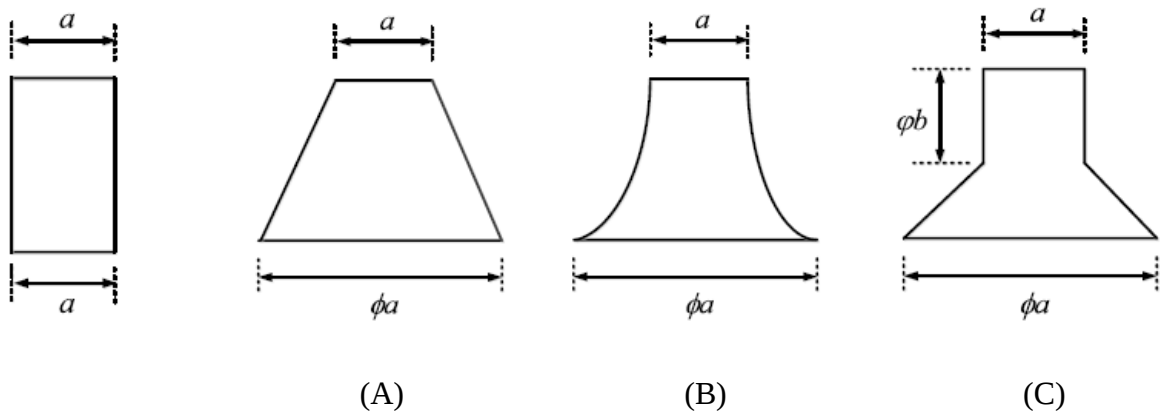
Zhao Guoqing ve Zhao Qijun [73], yaptıkları çalışmada jetin açısı, jetin frekansı jetin konumu ve (eğer birden çok jet kullanılmışsa) jet dizilerinin dağılımı jet parametreleri

olarak kullanılmıştır. Çalışmada sayısal olarak jetin hızı 25 m/s, jetin frekansı 1000 Hz ve jetin açısı 0° - 90° aralığındaki değerler alınmıştır.

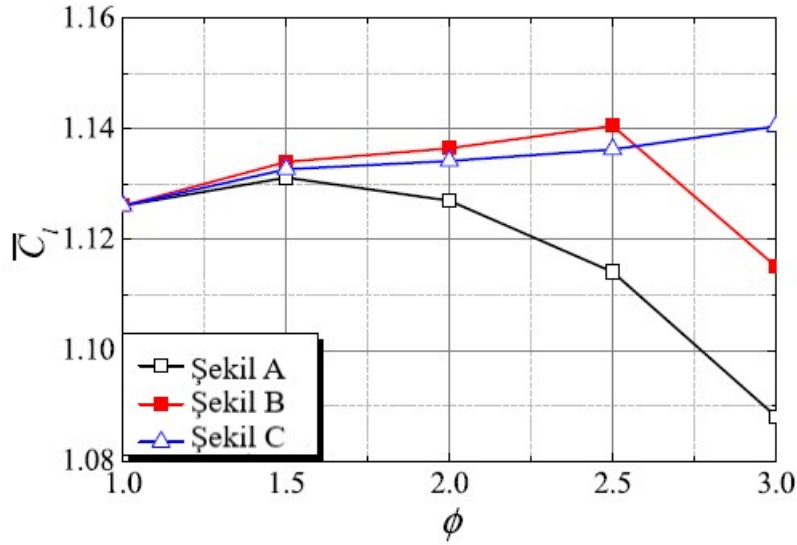
Jianjun Feng ve arkadaşları [74] yaptıkları çalışmada, S809 kanat profili için yüksek Reynolds sayılarında akış ayrılması kontrolü yapılmışlardır. Bu çalışmada optimizasyon parametreleri olarak jetin hızı, açısı ve frekansını kullanmışlardır. Çalışmada sayısal olarak jetin hızı 20,5-82 m/s, jetin frekansı 25-100 Hz ve jetin açısı 30° - 90° aralığındaki değerler alınmıştır.

T. Parthasarathy ve S.P Das [32], Reynolds sayısı 896.000'de ve akışın ayrılmasının görüldüğü 20° hücum açısında bir NACA0015 kanat profili üzerinde sentetik jet kullanılarak akış kontrolünün özellikleri detaylandırılmıştır. Jetin hızı, açısı ve frekansı kullanılarak kontrollü akışın davranışını anlamaya yardımcı olmak için sayısal simülasyonlar yapmışlardır. Çalışmada sayısal olarak jetin hızı 52,5-105 m/s, jetin frekansı 60-150 Hz ve jetin açısı 30° - 90° aralığındaki değerler alınmıştır.

Wencheng Li ve arkadaşları [75] yaptıkları çalışmada başta boşluk şekli olmak üzere jetin hızı, açısı, frekansı ve konumu parametreleri için aerodinamik özelliklerin iyileştirilmesi üzerindeki etkiyi incelemek üzere HAD tarafından parametrik analizler yapmışlardır. Bu çalışmada sayısal olarak jetin hızı 34-102 m/s, jetin frekansı 24,4-97,76 Hz ve jetin açısı 45° - 90° aralığındaki değerler alınmıştır. Boşluk şeklinin kaldırma katsayısına etkisini göstermek için Şekil 4.2 ve Şekil 4.3 den görüleceği üzere boşluk çapı değiştirilerek üç farklı boşluk şekli incelenmiş olup bunlardan sadece C şeklinde kaldırma katsayısının az miktarda arttığı görülmüştür.



Şekil 4.2 Sentetik jete ait dört farklı boşluk şekli [75]



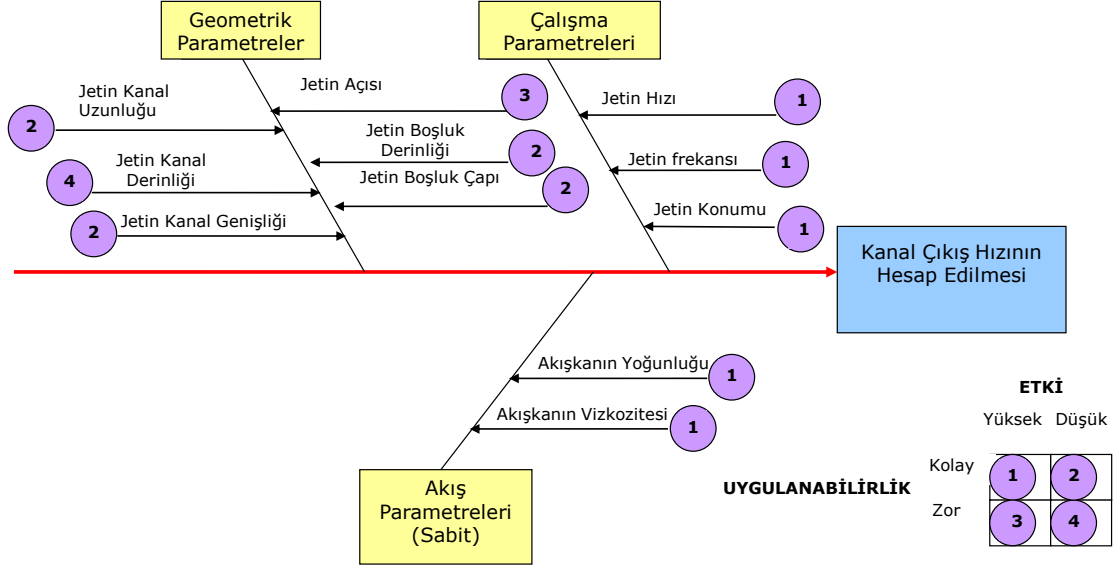
Şekil 4.3 Farklı boşluk şekli için aerodinamik performans çalışması [75]

Mayuresh Neve ve arkadaşları [33], NACA 0015 kanat üzerinde HAD analizi ile farklı hücum açıları için Sürüklenme C_D ve Kaldırma C_L katsayılarını deneysel olarak bulmuşlardır. Bu çalışmada NACA 0015 kanat profili üzerinde jetin frekansı, jet açısı ve jet hız parametrelerinin etkisini araştırmak için analizler yapmışlardır. Çalışmada sayısal olarak jetin hızı 42-70 m/s, jetin frekansı 60-140 Hz ve jetin açısı 10° - 50° aralığındaki değerler alınmıştır.

Ayrıca Junkyu Kim ve arkadaşlarının [76], ‘Kanat Profili Stall Kontrolü Üzerinde Jet Açısı Etkisinin Sayısal Olarak İncelenmesi’ çalışmaları ile H. Esmaeili Monir ve arkadaşlarının [77], ‘Ayırma Kontrolü İçin Teğetsel Sentetik Jetler’ çalışmaları özellikle Sentetik jetin açısı üzerine önemli bilgiler vermektedir.

Ayrıca parametrelerin seçimi ile ilgili literatür araştırması haricinde analitik bir yöntem olan sebep-etki diyagramı (cause and effect diagram, fishbone diagram) kullanılmıştır. Sebep-etki diyagramı özellikle kalite çalışmalarında, kaliteyi etkileyen faktörlerin bulunması veya bir probleme sebep olan etkilerin bulunması için analitik olarak kullanılan araçtır. Basit bir balık kılıcı diyagramı üzerinde aranan soruya, probleme veya kaliteye etki eden faktörler ve bu faktörlere etki eden diğer faktörler bulunarak işlenir. Diyagrama bakıldığında sonucu etkilediği düşünülen faktörlerin hızlıca görülmesi mümkün olmaktadır. Bu yüzden sebep-sonuç veya sonuca etki eden sebeplerin bulunmasında sıklıkla kullanılmaktadır.

Sentetik Jet Parametre Seçimi Cause and Effect Diyagramı



Şekil 4.4 Sebep-etki diyagramı

Yukarıdaki çalışmalardan da görüleceği üzere sentetik jetin optimizasyonu için en önemli ve en çok kullanılan parametreler sentetik jetin hızı, açısı, frekansı ve konumudur. Bu nedenle mevcut çalışmada optimizasyon parametreleri olarak sentetik jetin hızı, açısı, frekansı ve konumu ile kanat profilinin hücum açısı seçilerek seviyeleri belirlenmiş olup boyutsuz olarak Tablo 4.1’de gösterilmektedir.

Tablo 4.1 Optimizasyon parametreleri ve seviyeleri

Faktörler	Regrasyon Denkleminde Karşılığı	1.Seviye	2.Seviye	3.Seviye
F_{jet}	A	4	15	26
θ_{jet}	B	10°	30°	50°
X_{jet} (%)	C	0,55	0,75	0,95
U_{jet}	D	6	17	28
Kanal Hücum Açısı(α)	E	22°	26°	30°

4.2. Sayısal Çözüm

Bu çalışmadaki HAD analizleri, sıkıştırılamaz (Mach 0.15) akış kabulü dahilinde çözücü olarak ‘Basınç Tabanlı Bağlaışık Çözücü’ kullanılmıştır. Çözüm yöntemi olarak yakınsama probleminin yaşanmadığı ve daha hassas sonuçların elde edildiği COUPLED şeması tercih edilmiştir. HAD analizlerinde gradyanlarının hesaplanması için, yoğun hesaplamalı olarak daha doğru sonuç verdiği, yanlış difüzyonu en aza indirdiği ve yapılandırılmamış ağlar için önerildiğinden Green-Gauss Düğüm Tabanlı (Green-Gauss Node-Based) yaklaşımı kullanılmıştır. Fluent’ te basınca dayalı çözücü kullanılırken hücre yüzeyi basınçlarını hesaplamak için enterpolasyon şeması olarak, yüksek oranda girdaplı akışlar, dik basınç gradyanları içeren akışlar (gözenekli ortam, fan modeli vb.) veya güçlü kavisli alanlarda kullanılması nedeniyle PRESTO seçilmiştir. İkinci dereceden ayrıklaştırma (Second-Order Upwind) metodu, momentum ve türbülanslı viskozite denklemlerinin ayrıklaştırılmasında kullanılmıştır. İkinci derece ayrıklaştırmada birinci dereceye göre yakınsama süresinin uzun olmasına karşın daha iyi sonuçlar elde edilmektedir [78]. Türbülans modeli olarak özellikle akış ayrılmalarında isabetli sonuçlar veren SST k- ω türbülans modeli kullanılmıştır.

HAD analizlerinde, yoğunlaştırıcı türbinlerin performansını değerlendirmek için genellikle türbini temsil eden disk model yaklaşımı, Reynolds-Averaged Navier-Stokes (RANS) denklemlerini çözmek amacıyla uygulanmaktadır. Yoğunlaştırıcı bir türbinin disk modeli Ansys fluent yazılımında porous jump sınır koşulu ile karakterize edilir. Türbinin verimini maksimize etmek amacıyla, türbinin 0.89 itki katsayısına sahip olması gerekmektedir. Ansys fluent programında, $(U_N/U_\infty)^2$ terimi 1’e eşit kabulü yapılarak, 0.89’luk bir itki katsayısı için gözenekli disk kalınlığı ΔX_M 0.01m, C_{pj} değeri de 89 m^{-1} olacak şekilde belirlenmiştir [79].

Parametreler ve seviyeleri belirlendikten sonra Optimizasyon için Yanıt Yüzey Metodu (RSM) ile birlikte deneysel tasarım yöntemi olarak Box-Behnken yöntemi kullanılmaktadır. Yanıt yüzeyi metodolojisi, ampirik model oluşturmaya yönelik matematiksel ve istatistiksel tekniklerin bir koleksiyonudur. Deneylerin dikkatli bir şekilde tasarlanmasıyla amaç birçok bağımsız değişkenden (girdi değişkenleri) etkilenen bir yanıt (çıktı değişkeni) optimize etmektir. Deney, çıktı yanıtındaki değişikliklerin nedenlerini belirlemek amacıyla girdi değişkenlerinde değişikliklerin yapıldığı, çalıştırma adı verilen bir dizi testtir. Başlangıçta, RSM deneysel yanıtları modellemek için geliştirilmekte ve daha sonra sayısal deneylerin modellenmesine aktarılmaktadır. Aradaki fark, yanıtın

oluşturduğu hatanın türündedir. Fiziksel deneylerde yanlışlıklar, örneğin ölçüm hatalarından kaynaklanabilirken, bilgisayar deneylerinde sayısal karmaşıklık, yinelemeli süreçlerin eksik yakınsamasının, yuvarlama hatalarının veya sürekli fiziksel olayların ayrık temsiline bir sonucudur. RSM'de hataların rastgele olduğu varsayılır. RSM' nin tasarım optimizasyonuna uygulanması, pahalı analiz yöntemlerinin (örneğin sonlu elemanlar yöntemi veya HAD analizi) maliyetini ve bunlarla ilişkili sayısal karmaşıklığı azaltmayı amaçlamaktadır. Soruna karmaşıklığın etkilerini azalttığı ve türev tabanlı algoritmaların kullanımına izin verdiği için optimizasyon sürecinin yakınsamasını geliştiren düzgün işlevlerle yaklaşılabilir. Yanıt yüzey metodolojisinde, genellikle Merkezi Kompozit ve Box-Behnken deney tasarımları tercih edilmektedir.

Box Behnken, tasarımı oluştururken süreç uzayının kenarlarının orta noktaları ve merkez noktası dikkate alınır. Bu tasarımda, faktörlerin -1, 0 ve +1 olmak üzere eşit aralıklı üç seviyesini dikkate alınır. Tasarımdaki deneysel deneme sayısının azalması nedeniyle diğer 3k tasarımlara göre daha ekonomiktir. Deneysel denemelerin sayısı $N = 2k(k-1) + cp$ formülü kullanılarak hesaplanır. Burada N deneme sayısı, k faktör sayısı ve cp merkez noktalar için tekrar sayısıdır. Tüm deneysel noktalar hiperküre şeklinde mevcuttur ve merkezi noktadan eşit uzaklıkta yerleştirilmiştir [80].

Box-Behnken deney tasarımı, 5 parametre için 3 seviyeli bir yapıda toplamda 46 deney önerisi sunmuştur. Bu deney planı, Tablo 4.2' de detaylı olarak gösterilmiştir.

Tablo 4.2 Box Behnken deney planı had analizleri için

Deney No	A (Fjet)	B (θ jet)	C (Xjet)	D (Ujet)	E (α)
1	-1	-1	0	0	0
2	1	-1	0	0	0
3	-1	1	0	0	0
4	1	1	0	0	0
5	0	0	-1	-1	0
6	0	0	1	-1	0
7	0	0	-1	1	0
8	0	0	1	1	0
9	0	-1	0	0	-1
10	0	1	0	0	-1
11	0	-1	0	0	1

12	0	1	0	0	1
13	-1	0	-1	0	0
14	1	0	-1	0	0
15	-1	0	1	0	0
16	1	0	1	0	0
17	0	0	0	-1	-1
18	0	0	0	1	-1
19	0	0	0	-1	1
20	0	0	0	1	1
21	0	-1	-1	0	0
22	0	1	-1	0	0
23	0	-1	1	0	0
24	0	1	1	0	0
25	-1	0	0	-1	0
26	1	0	0	-1	0
27	-1	0	0	1	0
28	1	0	0	1	0
29	0	0	-1	0	-1
30	0	0	1	0	-1
31	0	0	-1	0	1
32	0	0	1	0	1
33	-1	0	0	0	-1
34	1	0	0	0	-1
35	-1	0	0	0	1
36	1	0	0	0	1
37	0	-1	0	-1	0
38	0	1	0	-1	0
39	0	-1	0	1	0
40	0	1	0	1	0
41	0	0	0	0	0
42	0	0	0	0	0
43	0	0	0	0	0
44	0	0	0	0	0
45	0	0	0	0	0
46	0	0	0	0	0

4.3. Akış Analizleri

SG 6043 kanat profili üzerindeki akışta aktif kontrol (sentetik jet) yöntemleri kullanmadan önce kontrolsüz durum için bir doğrulama çalışmasının yapılması gerekmektedir. Kontrolsüz akış analizlerin kıyaslamasının yapılacağı çalışma Koç E. [46], SG 6043 kanat profil kesitli yoğunlaştırıcı üzerindeki 2D akışı nümerik olarak incelediği çalışmadır. Bu çalışmada SG 6043 kanat profilinin giriş uzunluğu 1m olarak alınmış olup oluşturulan akış alanı Şekil 4.5’de gösterilmektedir. Sınır koşulları; durağan, eksenel simetrik, girişte hız, çıkışta atmosfer basıncı, üst tarafta ise kayma şeklinde belirlenmiştir. Yoğunlaştırıcı giriş hızı 5 m/s alınmış olup ayrılma içeren akışların daha iyi tahminini sağladığı için duvara yakın düşük Reynolds sayısı SST k- ω türbülans modeli kullanılmıştır.

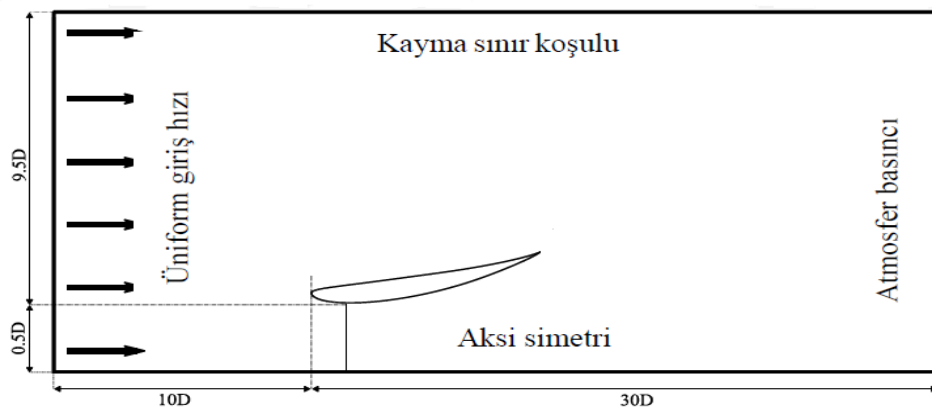
Tablo 4.3 Akış alanı için sınır koşulları ve referans değerler

U_{∞}	5 m/s
P	101359.121 Pa
ρ	1.225 kg/m ³
ν	1.7894x10 ⁻⁵ m ² /s
T	288.16 K
Ma	0.15
c	1 m
Akış Alanı Boyutları	10c x 40c

4.3.1. Kontrolsüz akış analizi

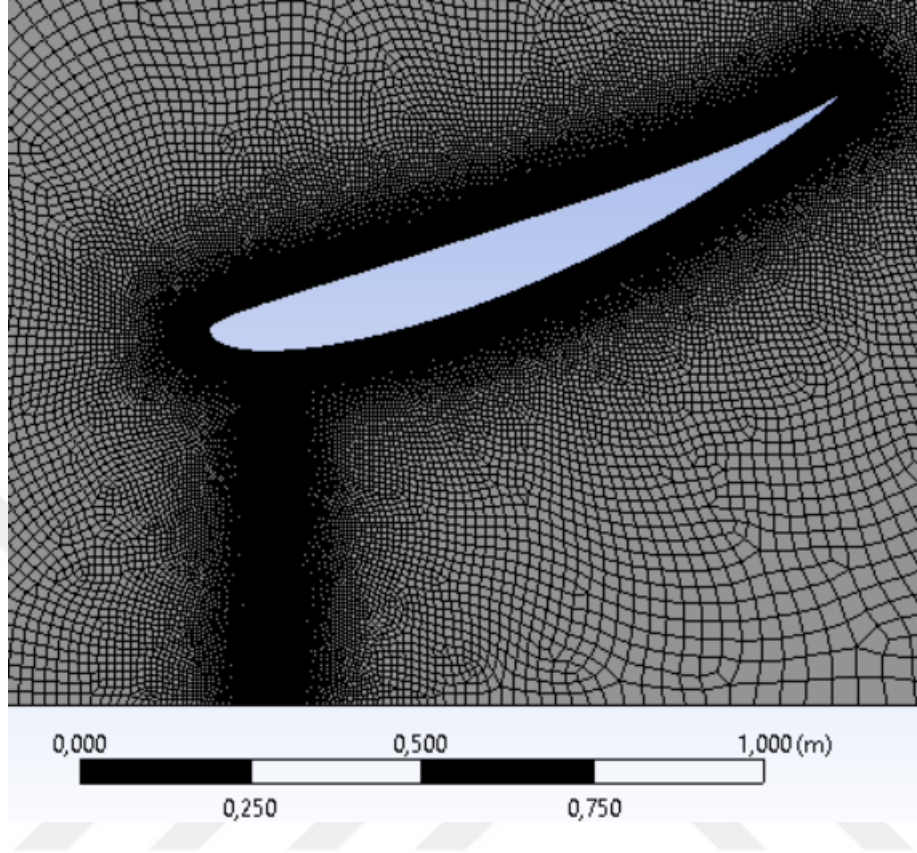
4.3.1.1. Kontrolsüz akış ağ yapısı

Öncelikle kontrolsüz referans analizlerde doğrulama çalışmasına 2 boyutlu HAD analizlerinde Şekil 4.5’deki akış alanı kullanılarak başlanmıştır.



Şekil 4.5 HAD analizlerinde kullanılan akış alanı ve boyutları

Şekil 4.6’da gösterilen ağ yapısı, yakınsama ve doğru sonuç özelliklerinden dolayı dörtgen ağ yapılardan oluşturulmuştur [81].



Şekil 4.6 Kontrolsüz akış alanı ağ yapısı

Yaklaşık 190.000 elemanlı bir ağ yapısı oluşturulmuş olup yoğunlaştırıcı etrafında ve disk bölgesinde yoğun ağ yapılarına sahiptir. Yoğunlaştırıcı kenarından uzaklaşıldıkça sınır tabakasındaki hız değişimleri önemli bir şekilde belirginleşir, bu nedenle kanadın etrafında, bu değişimleri yakalamak için ‘inflation layer’ olarak adlandırılan sınır tabaka ağı oluşturulmuştur. HAD analizlerinde çözüm yöntemi olarak basınç–hız bağlaşımı ve bağlaşık çözücüler için COUPLED şeması kullanılacağından dolayı türbülanslı sınır tabakanın tam olarak çözümlenebilmesi için y^+ değerinin 1 veya daha küçük olması gerekliliğinden [27] hareketle yoğunlaştırıcı yüzeyiyle ilk tabaka arasındaki mesafe 0.005 mm olarak ayarlanmıştır. Ayrıca programda sınır tabaka ağ artış oranı 1.2 olarak belirlenmiş ve toplam 35 adet sınır tabaka ağı oluşturulmuştur.

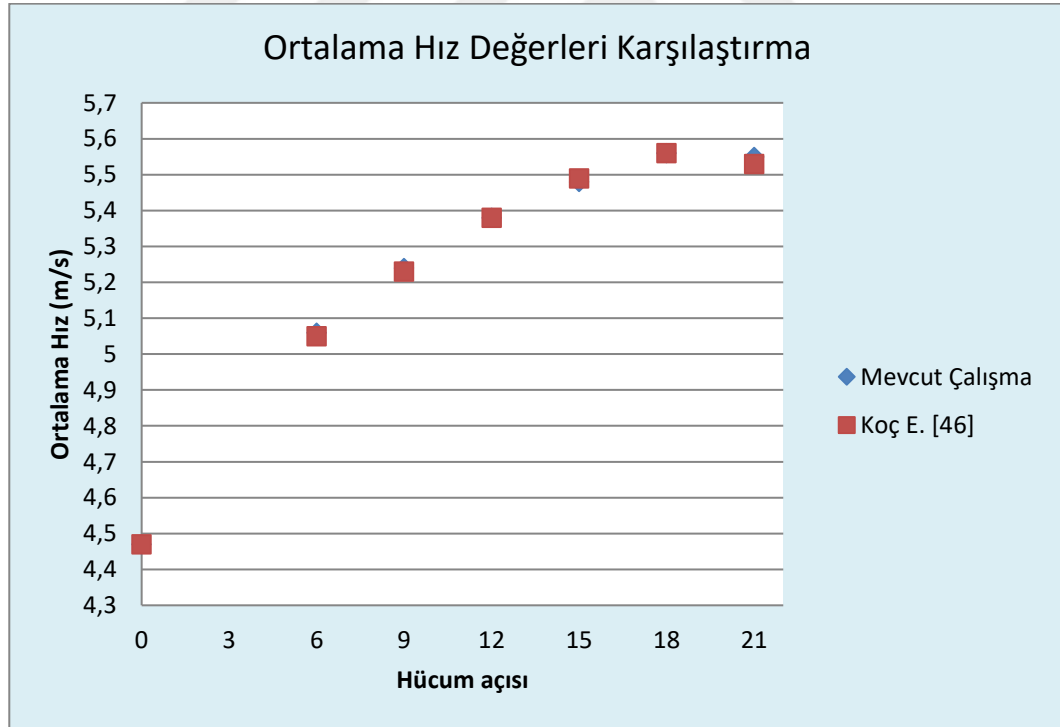
4.3.1.2 Kontrolsüz akış doğrulama analizleri

Kontrolsüz analiz doğrulama çalışmalarında Koç E. [46], yaptığı çalışmalar esas alınmıştır. Bu çalışmada 0° - 21° hücum açılarındaki flapsız yoğunlaştırıcı disk üzerindeki ortalama hız değerleri hesaplanmıştır. Kontrolsüz kanat üzerindeki 2D akışın doğrulama

analizlerinde SG 6043 kanat profili geometrisi kullanılmıştır. Analizler durağan ve asimetrik olarak SST k- ω türbülans modeli ile yapılmıştır. İki boyutlu SG 6043 kanat profili geometrisinde 0°-21° hücum açısında yapılan analizler sonucunda elde edilen ortalama hız değerlerinin Koç E. [46], çalışması sonuçları karşılaştırılması ile Tablo 4.4’de görülmektedir.

Tablo 4.4. Ortalama Hız değerlerinin karşılaştırılması

U_N m/s Ortalama Hız Değerleri		
Hücum Açısı	Mevcut Çalışma Sonuçları	Koç E. [46]
0°	4.47	4.47
6°	5.06	5.05
9°	5.24	5.23
12°	5.38	5.38
15°	5.48	5.49
18°	5.56	5.56
21°	5.55	5.53



Şekil 4.7. Ortalama hız değerleri karşılaştırma

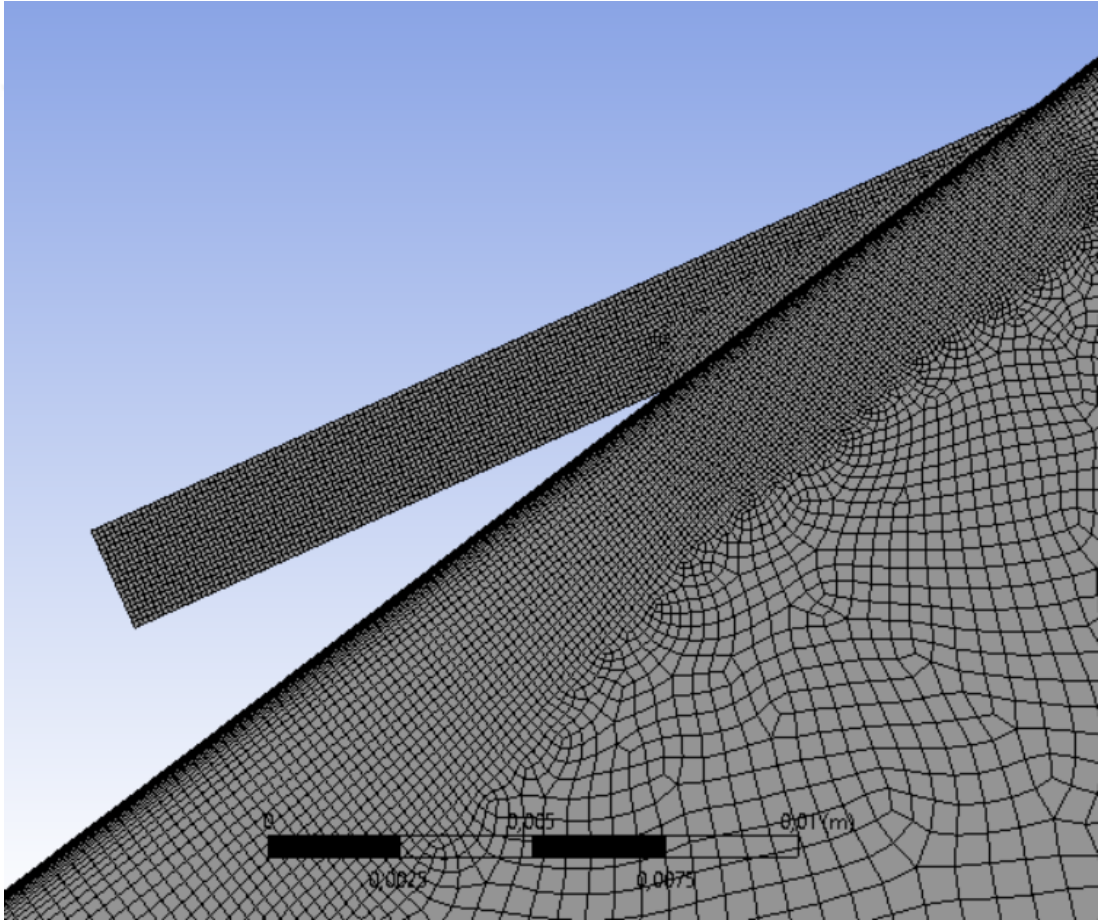
Kontrolsüz akış analizi için mevcut analiz sonuçlarının Koç E. [46] çalışması sonuçları ile karşılaştırdığımızda elde edilen değerlerin oldukça uyumlu olduğu görülerek kontrolsüz analiz doğrulama çalışması tamamlanmıştır.

4.3.2 Kontrollü akış analizi

Bu çalışmada bir SG 6043 kanat profili üzerine bir sentetik jet yerleştirilerek disk üzerindeki ortalama hız değerleri hesaplanmıştır.

4.3.2.1 Kontrollü akış ağ yapısı

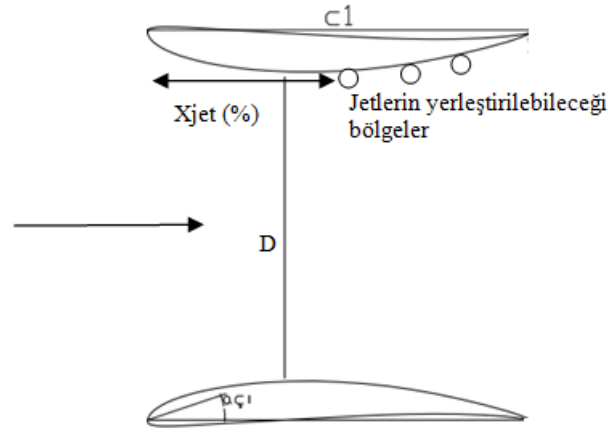
Ağ yapısının oluşturulmasında ANSYS programı kullanılmıştır. Şekil 4.8’de görüldüğü gibi kontrollü akış analizi için SG 6043 kanat profili üzerine yerleştirilen sentetik jet bölgesinde daha iyi sonuçlar elde edebilmek için sıkı bir ağ yapısı kullanılmıştır.



Şekil 4.8 Sentetik jet ağ yapısı

4.3.2.2. Kontrollü akış analiz sonuçları

Kontrollü akış analizleri için SG 6043 kanat profili üzerine Şekil 4.9’den görüldüğü üzere sentetik jet yerleştirilerek 2D akışı nümerik olarak incelenmiştir.



Şekil 4.9 Sentetik jetin parametreleri ve konumlarının gösterimi

Bu çalışmada SG 6043 kanat profilinin kiriş uzunluğu 1 m olarak alınmış olup kirişin ön kenarından sırasıyla kirişin c % 55, % 75 ve % 95' ine monte edilmiş ve genişliği 0.002 c olan bir sentetik jet aktüatörü kullanılmıştır. Duvar ile jet yönü arasındaki açı (θ) sırasıyla 10° , 30° , 50° alınmıştır. Akış alanı giriş hızı 5 m/s olarak tanımlanmış olup analizlerde Tablo 4.1'de belirtilen hız ve frekans değerleri kullanılmıştır. Analizler transient ve asimetrik olarak ayrılma içeren akışların daha iyi tahminini sağladığı için SST $k-\omega$ türbülans modeli ile yapılmıştır.

Aşağıda da görüleceği üzere bu çalışmada, C++ programında oluşturulan UDF alt programının kullanım fonksiyonları, sentetik jet sınır şartları, hız girişi olarak tanımlanmıştır.

```
#include "unsteady.h"

DEFINE_PROFILE(syntetic_jet_vel,t,i)
{
    face_t f;
    real vel = 0.0, vel_max=85;
    real freq=75;
    vel = vel_max*sin(2*3.141593*freq*CURRENT_TIME);
    begin_f_loop(f,t)
    {
        F_PROFILE(f,t,i)=vel;
    }
}
```

end_f_loop(f,t)

}

Sentetik jetin akış analizinde parametreler boyutsuzlaştırılarak kullanılmıştır. Sınır koşulları olarak kanat profili yüzeyinde kaymama koşulu geçerli olup akış alanında hız-giriş ve basınç-çıkış sınır koşulu geçerlidir. Ayrıca sentetik jet aktüatörü ile ilgili olarak, hıza dayanan bir emme/üfleme tipi sınır koşulu kullanılmaktadır.

Optimizasyon için Yanıt Yüzey Metodu ile birlikte deneysel tasarım yöntemi olarak Box-Behnken yöntemi kullanılmıştır. Box-Behnken deney tasarımı, 5 parametre için 3 seviyeli bir yapıda toplamda 46 deney önerisi sunmuş olup kontrollü akış analizleri için SG 6043 kanat profili üzerine sentetik jet yerleştirilerek 2D akışı nümerik olarak incelenmiştir. Analiz sonucunda disk üzerinde elde edilen ortalama hız değerleri Tablo 4.5'deki gibidir.

Tablo 4.5. Deney planına göre yapılan analizlerdeki ortalama hız değerleri

Deney No	A (Fjet)	B (θjet)	C (Xjet)	D (Ujet)	E (α)	Ortalama Hız
1	-1	-1	0	0	0	5,99
2	1	-1	0	0	0	5,85
3	-1	1	0	0	0	5,81
4	1	1	0	0	0	5,79
5	0	0	-1	-1	0	5,56
6	0	0	1	-1	0	5,56
7	0	0	-1	1	0	6,53
8	0	0	1	1	0	6,49
9	0	-1	0	0	-1	6,03
10	0	1	0	0	-1	5,92
11	0	-1	0	0	1	5,77
12	0	1	0	0	1	5,70
13	-1	0	-1	0	0	6,15
14	1	0	-1	0	0	5,91
15	-1	0	1	0	0	6,02
16	1	0	1	0	0	5,91
17	0	0	0	-1	-1	5,61
18	0	0	0	1	-1	6,54
19	0	0	0	-1	1	5,49

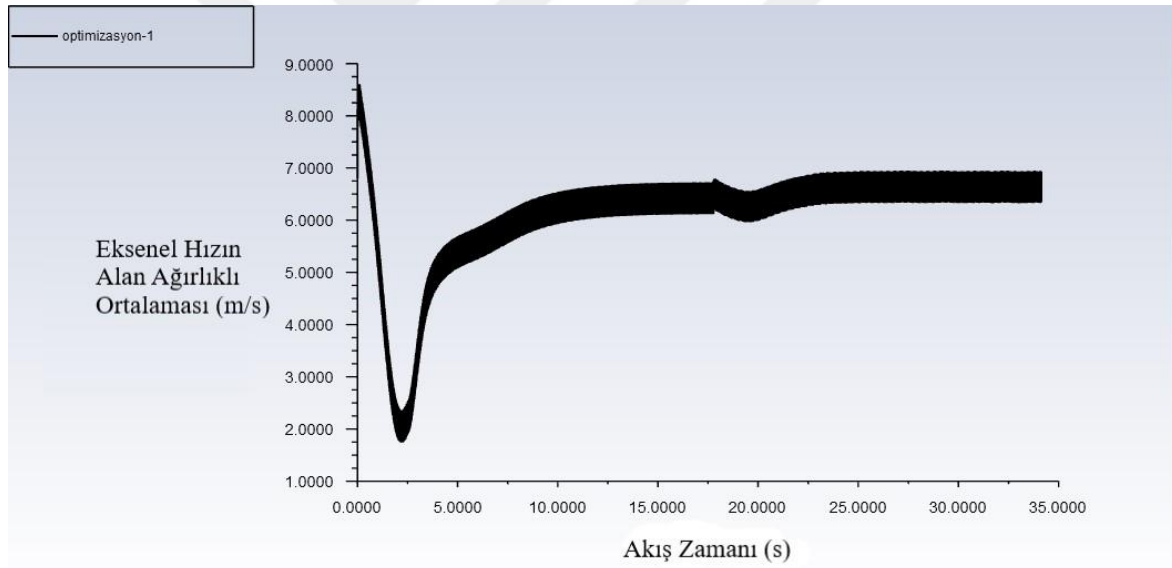
20	0	0	0	1	1	6,53
21	0	-1	-1	0	0	5,94
22	0	1	-1	0	0	5,86
23	0	-1	1	0	0	5,94
24	0	1	1	0	0	5,80
25	-1	0	0	-1	0	5,56
26	1	0	0	-1	0	5,56
27	-1	0	0	1	0	6,44
28	1	0	0	1	0	6,54
29	0	0	-1	0	-1	6,08
30	0	0	1	0	-1	6,02
31	0	0	-1	0	1	5,85
32	0	0	1	0	1	5,79
33	-1	0	0	0	-1	6,11
34	1	0	0	0	-1	6,00
35	-1	0	0	0	1	5,84
36	1	0	0	0	1	5,81
37	0	-1	0	-1	0	5,56
38	0	1	0	-1	0	5,55
39	0	-1	0	1	0	6,54
40	0	1	0	1	0	6,54
41	0	0	0	0	0	6,07
42	0	0	0	0	0	6,07
43	0	0	0	0	0	6,07
44	0	0	0	0	0	6,07
45	0	0	0	0	0	6,07
46	0	0	0	0	0	6,07

2D HAD analizleri ile Box Behnken deney planına göre tüm geometriler için disk üzerindeki ortalama hız değerleri bulunduğundan sonra Minitab yazılımı aracılığıyla Tablo 4.6’da gösterilen optimum tasarım parametreleri elde edilmiştir.

Tablo 4.6. Optimum tasarım parametreleri

A (Fjet)	B (θ_{jet})	C (Xjet)	D (Ujet)	E (α)	Ortalama Hız
58,89 Hz	26,16°	0,675	140 m/s	24,1°	6,625 m/s

Elde edilen Optimum parametrelere göre yoğunlaştırıcı yapı tekrar tasarlanıp doğrulama çalışması yapılmıştır. Yapılan 2D HAD analizi neticesinde Şekil 4.10 ‘dan görüleceği üzere ortalama hız değeri 6,63 m/s olarak bulunmuştur. Bulunan bu ortalama hız değeri minitab yazılımı aracılığıyla elde edilen optimum tasarım parametrelerindeki ortalama hız değeri ile aynıdır. Buda seçilen parametrelerin, seviyelerinin ve optimizasyonun son derece doğru bir şekilde yapıldığının göstergesidir.



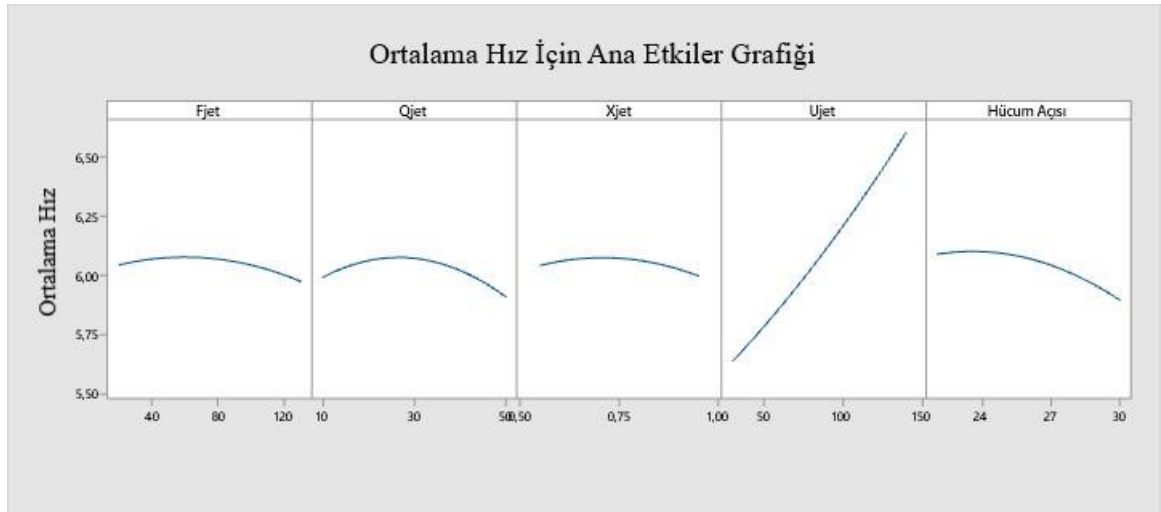
Şekil 4.10. Optimizasyon sonucunda elde edilen ortalama hız değeri grafiği

Minitab yazılımında yanıt yüzey metodu yöntemiyle regresyon denklemi elde edilmiştir. Bu denklemle, bağımsız değişkenlerin bağımlı değişkeni ne kadar iyi temsil ettiğini ölçen R^2 değeri ile birlikte parametrelerin etki derecelerini gösteren ve P değerleri tarafından belirlenen istatistiksel anlamlılık değerleri elde edilmiştir. R^2 değeri % 96,26 bulunmuş olup P değerinin 0,05’den [82] küçük olması gerekliliğine göre etkin parametrelerin sentetik jetin hızı, sentetik jetin frekansı, sentetik jetin açısı ve hücum açısı

olduğu, etkin olmayan parametrenin ise sentetik jetin konumu olduğu Tablo 4.7 ve Şekil 4.11’ de görülmektedir.

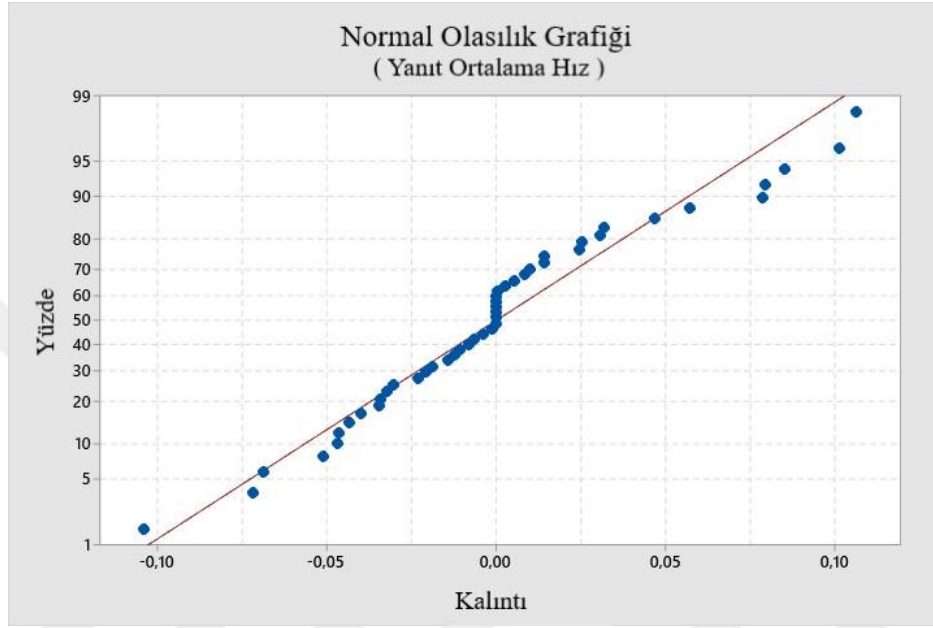
Tablo 4.7. Kodlanmış katsayılar

İsim	Katsayı	SE Katsayısı	T-Değeri	P-Değeri	VIF
Constant	6,0700	0,0243	250,00	0,000	
Fjet	-0,0344	0,0149	-2,31	0,029	1,00
Qjet	-0,0406	0,0149	-2,73	0,011	1,00
Xjet	-0,0219	0,0149	-1,47	0,154	1,00
Ujet	0,4813	0,0149	32,37	0,000	1,00
Hücum Açısı	-0,0956	0,0149	-6,43	0,000	1,00
Fjet*Fjet	-0,0627	0,0201	-3,11	0,005	1,20
Qjet*Qjet	-0,1210	0,0201	-6,01	0,000	1,20
Xjet*Xjet	-0,0527	0,0201	-2,62	0,015	1,20
Ujet*Ujet	0,0465	0,0201	2,31	0,030	1,20
Hücum Açısı*Hücum Açısı	-0,0794	0,0201	-3,94	0,001	1,20
Fjet*Qjet	0,0300	0,0297	1,01	0,323	1,00
Fjet*Xjet	0,0325	0,0297	1,09	0,285	1,00
Fjet*Ujet	0,0250	0,0297	0,84	0,408	1,00
Fjet*Hücum Açısı	0,0200	0,0297	0,67	0,507	1,00
Qjet*Xjet	-0,0150	0,0297	-0,50	0,618	1,00
Qjet*Ujet	0,0025	0,0297	0,08	0,934	1,00
Qjet*Hücum Açısı	0,0100	0,0297	0,34	0,739	1,00
Xjet*Ujet	-0,0100	0,0297	-0,34	0,739	1,00
Xjet*Hücum Açısı	0,0000	0,0297	0,00	1,000	1,00
Ujet*Hücum Açısı	0,0275	0,0297	0,92	0,364	1,00



Şekil 4.11. Ortalama hıza etki eden parametrelerin gösterimi

Yanıt yüzey metodunda normallik doğrusu grafiğiyle (normal probability plot) elde edilen sonuçların normal dağılımı uygun olup olmadığı gözlemlenmektedir. Analiz sonucunda elde edilen sonuçların Şekil 4.12’de kırmızı çizgiyle gösterilen sıfır hata doğrusu etrafında toplandığı görülmekte olup böylece elde edilen analiz sonuçlarının normal dağılıma uygun olduğu tespit edilmiştir.



Şekil 4.12. Normallik doğrusu grafiği

Minitab yazılımında yanıt yüzey metodu yöntemiyle regresyon denkleminin elde edilerek “Response Optimizer” aracıyla optimum tasarım parametreleri bulunmuştur. Ayrıca doğrulama amaçlı Tablo 4.7’deki kodlanmış katsayıları kullanılarak Excel Solver programı ile regresyon denklemi (4.1) oluşturulup çözüm yapılmış olup Tablo 4.8’de elde edilen sonuçların Minitab yazılımında elde edilen sonuçlarla büyük bir uyum içinde olduğu görülmüştür.

$$V_{axial} = 6,07 - 0,0344X_1 - 0,0406X_2 - 0,02219X_3 + 0,4813X_4 - 0,0956X_5 - 0,0627X_1^2 - 0,1210X_2^2 - 0,0527X_3^2 + 0,0465X_4^2 - 0,0794X_5^2 \quad (4.1)$$

Tablo 4.8. Excel solver çözümü ile ortalama hız değeri

Paremetreler	Katsayılar	Optimal Değerler	Katsayılar x Optimal Değerler
Constant	6,07		6,07
Fjet	-0,0344	-0,26678	0,009177
Qjet	-0,0406	-0,16212	0,006582
Xjet	-0,0219	0,54747	-0,01199
Ujet	0,4813	1	0,4813
Hücum Açısı	-0,0956	-0,60976	0,058293
Fjet*Fjet	-0,0627	0,071172	-0,00446
Qjet*Qjet	-0,121	0,026282	-0,00318
Xjet*Xjet	-0,0527	0,299724	-0,0158
Ujet*Ujet	0,0465	1	0,0465
Hücum Açısı *Hücum Açısı	-0,0794	0,371802	-0,02952
Ortalama Hız			6,60690313

Koç E. [46] tarafından optimizasyon sonucunda elde edilen değerlerle yapılan analiz sonucunda flaplı yoğunlaştırıcı disk üzerindeki ortalama hız değeri maksimum 6,11 m/s olarak bulunmuştur. Mevcut çalışmada ise SG 6043 kanat profili üzerine sentetik jet yerleştirilerek yapılan kontrollü akış HAD analizlerinde elde edilen ortalama hız değeri maksimum 6,54 m/s olarak bulunmuştur. Optimizasyon sonucunda elde edilen değerlerle yapılan analiz sonucunda ise yoğunlaştırıcı disk üzerindeki ortalama hız değeri maksimum 6,63 m/s olarak bulunmuştur. Ayrıca tabloda $S = S_{av}/S_{serbest\ rüzgar}$ olarak tanımlanan artış oranı da verilmiştir.

Tablo 4.9. Yoğunlaştırıcı disk üzerindeki ortalama hız değerleri

Koç E. [46] Çalışması Ortalama Hız Değerleri (m/s)		Mevcut Çalışma Ortalama Hız Değerleri (m/s)	Sentetik Jet Hız Farkı (m/s)		Sentetik Jet Hız Farkı (%)	
Flapsız	Flaplı	Sentetik Jetli 6,54	Flapsız	Flaplı	Flapsız	Flaplı
5,56	5,94		0,98	0,6	15	9
Optimizasyon Sonucu		Optimizasyon Sonucu	Optimizasyon Sonucu		Optimizasyon Sonucu	
6,11		6,63	0,52		8	
S= 1,1	S= 1,2	S= 1,33				

Tablo 4.9' dan görüleceği üzere sentetik jetin yoğunlaştırıcı disk üzerindeki ortalama hızı flapsız duruma göre % 15, flaplı duruma göre % 9 ve optimizasyon sonucuna göre ise % 7 artırdığı görülmektedir. Dolayısıyla sentetik jet yoğunlaştırıcı üzerinde flap'a göre daha iyi performans göstermiştir.

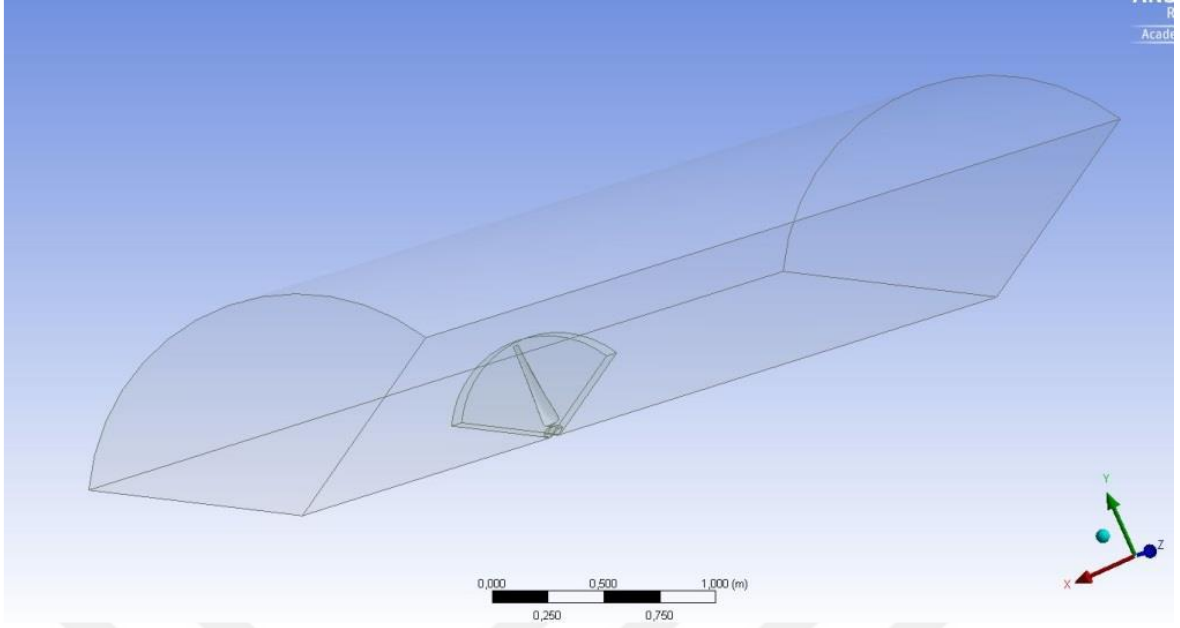
5. ÜÇ BOYUTLU (3D) AKIŞ ANALİZİ

İki boyutlu (2D) HAD analizleriyle optimizasyon çalışmaları gerçekleştirildikten sonra üç boyutlu (3D) çalışmalara geçilmiş olup öncelikle türbin için doğrulama çalışması yapılmıştır. Doğrulama analizleri için, literatürde daha önce sayısal ve deneysel çalışmaları gerçekleştirilmiş [53] NREL S826 kanat profiline sahip, 0.9 metre çaplı bir türbin kullanılmıştır. Durağan (steady) ve durağan olmayan (unsteady) durumlar için farklı metodlar kullanılarak analizler yapılmıştır. Durağan (steady) durum için Çoklu Referans Çerçevesi Modeli (MRF), durağan olmayan (unsteady) durum için ise hem Çoklu Referans Çerçevesi Modeli (MRF) hem de Kayar Örgü Modeli (SMM) kullanılmıştır. Elde edilen sonuçlar literatürdeki sayısal ve deneysel sonuçlar ile karşılaştırılmıştır.

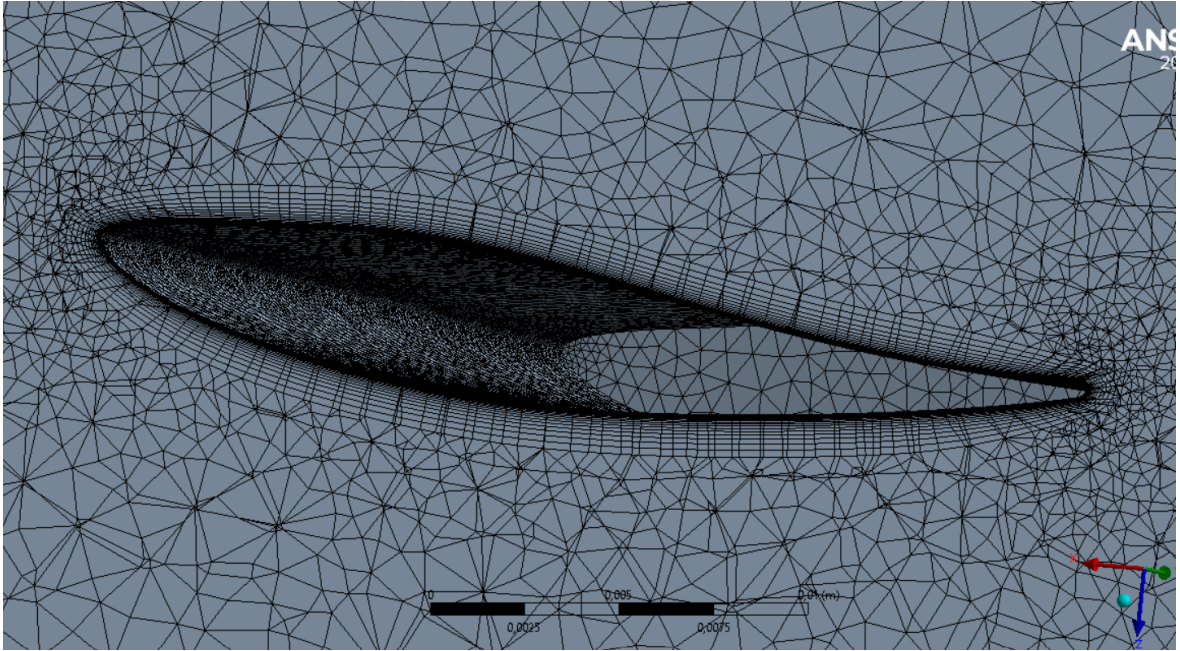
5.1. 3D Türbin Akış Analizi

5.1.1. 3D türbin akış alanı ve ağ yapısı

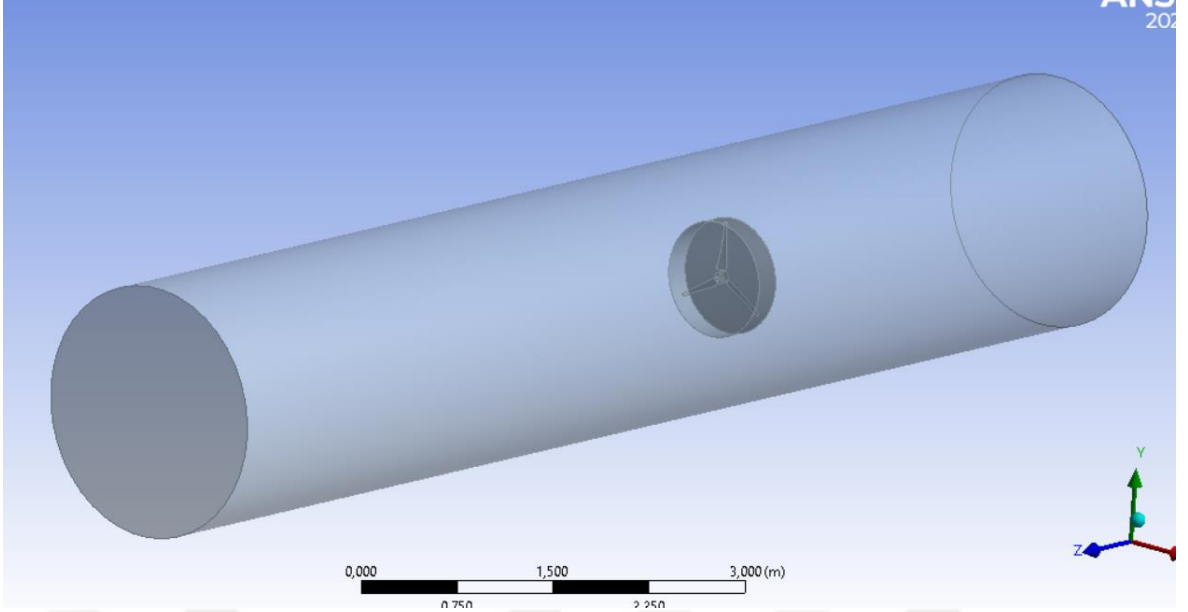
Üç boyutlu HAD analizlerinde NREL S826 kanat profiline sahip 0.9 m çaplı türbin kullanılmıştır. Üç boyutlu referans türbin analizi için periyodik ve tam olmak üzere iki farklı geometri ve akış alanı oluşturulmuştur. Periyodik geometri akış alanı ve ağ yapısı sırasıyla Şekil 5.1 ve Şekil 5.2’de tam geometri akış alanı ve ağ yapısı ise sırasıyla Şekil 5.3 ve Şekil 5.4’de gösterilmektedir. Oluşturulan akış alanlarında serbest rüzgar hızı 10 m/s, sınır koşulları olarak hız-giriş basınç-çıkış ve periyodikliğin olduğu durum için yan duvarlar ise periyodik olarak tanımlanmıştır. 3D HAD analizlerinde periyodikliğin olduğu geometri ve akış alanı için Çoklu Referans Çerçevesi modeli (MRF), Tam geometri ve akış alanı için ise hem Çoklu Referans Çerçevesi modeli (MRF) hem de Kayan Ağ Modeli (SMM) kullanılmıştır. 3D HAD analizlerinden elde edilen tork değerleri, deneysel çalışmalarda olduğu gibi farklı devir sayıları için elde edilmiş ve buna bağlı olarak güç katsayıları hesaplanmıştır. Akış alanı, Şekil 5.1’ de görüleceği üzere, 2 metre yarıçapında olup, türbin önünden 4 metre, arkasından ise 7 metre uzaklıkta olacak şekilde oluşturulmuştur.



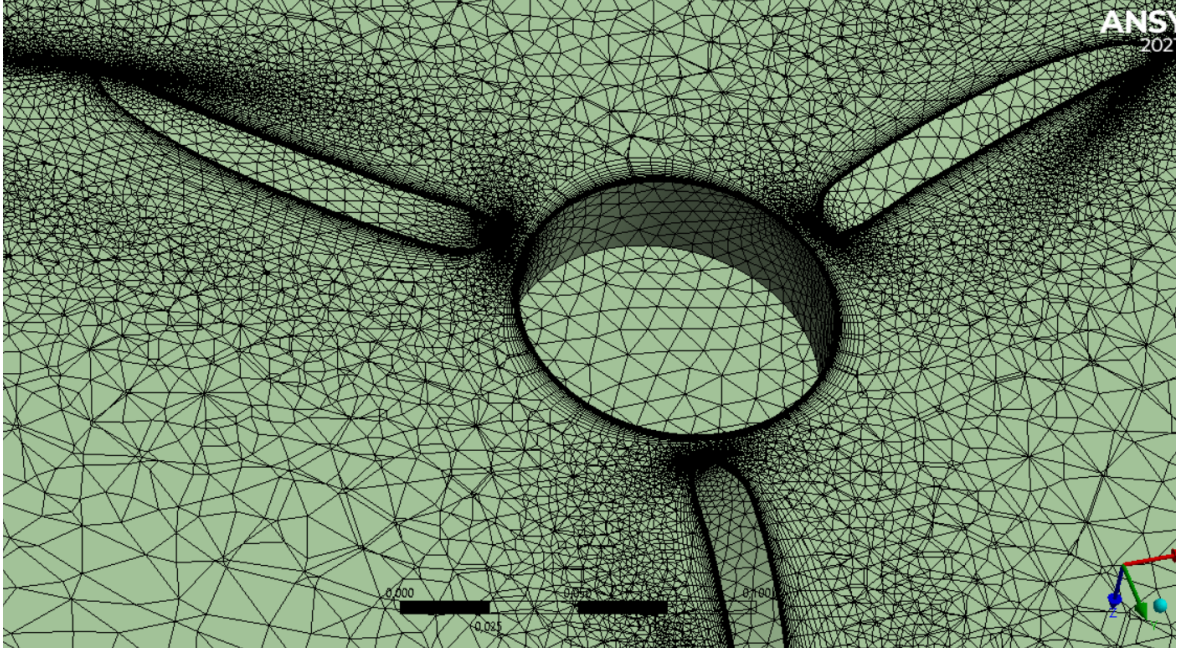
Şekil 5.1. Periyodik geometri akış alanı



Şekil 5.2. Periyodik geometri kanat ağ yapısı



Şekil 5.3. Tam geometri ve akış alanı



Şekil 5.4. Tam geometri kanat ağ yapısı

Hacim ağ yapısı, yapılandırılmamış bir dört yüzlü (tetrahedral) ağ kullanılarak oluşturulmuş ve bölgeler arasında yumuşak bir geçiş elde etmek için piramidal hücreler kullanılmıştır. Kanat yüzeyine yakın bölgelerde akışkan hızı değişeceğinden dolayı bu kısımlarda hesaplamaların daha doğru sonuç vermesi için 20 adet şişirme tabakası

(inflation layer) oluşturulmuş olup hesaplama hacmini meshlemek için toplam 8.45×10^6 hücre kullanılmıştır.

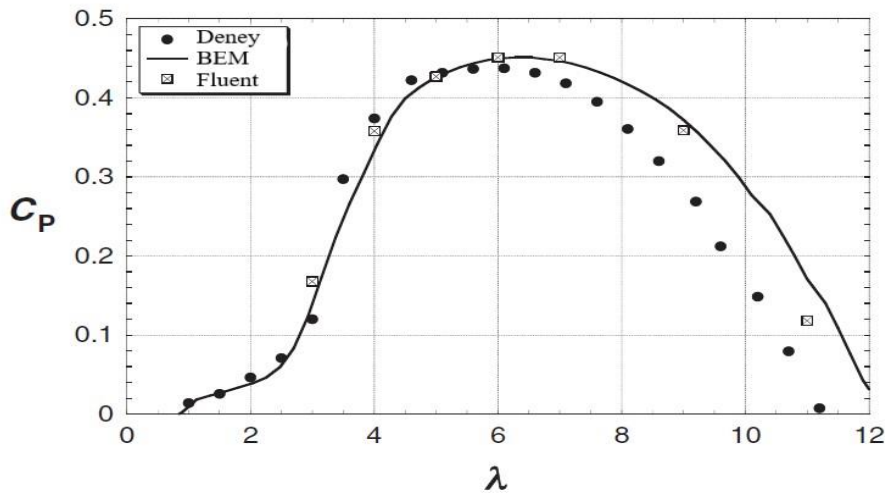
Rotor hesaplama alanı, kanatları çevreleyen sabit ve dönen bölgelerden oluşur. İki bölge arasında bir ağ arayüzü oluşturulur. Bu bölgeler SMM yönteminde uyumlu olmayan ağ (non-conformal) yapısına sahiptir. Arayüz enterpolasyonun meydana gelebilmesi ve sıvının dönen bölgeye girip çıkabilmesi için bölgeleri eşleştirilir. Dönme, ilk olarak MRF'li sabit (steady) durum çözücü kullanılarak tanımlanır ve ardından simülasyon, kayan ağ hareketi kullanılarak geçici bir şekilde çözülür. MRF simülasyonundan elde edilen birleştirilmiş statik sonuç, geçici (unsteady-transient) SMM çözücüsünü başlatmak için kullanılır. Denklem 5.1 ve 5.2'ye göre elde edilen moment verilerinden rüzgar türbininin güç katsayısı C_p hesaplanır.

$$C_p = \frac{T\omega}{\frac{1}{2}\rho U_\infty^3 A} \quad (5.1)$$

$$\lambda = \frac{\omega R}{U_\infty} \quad (5.2)$$

5.1.2 3D türbin doğrulama analizi

Doğrulama çalışması olarak Krogstad ve arkadaşlarının [53] Ulusal Yenilenebilir Enerji Laboratuvarında NREL S826 kanat profili kullanılarak 0.9 m çapında bir model rüzgar türbininin performansı hem deneysel hem de sayısal olarak araştırdıkları çalışma kullanılmıştır (Şekil 5.5).



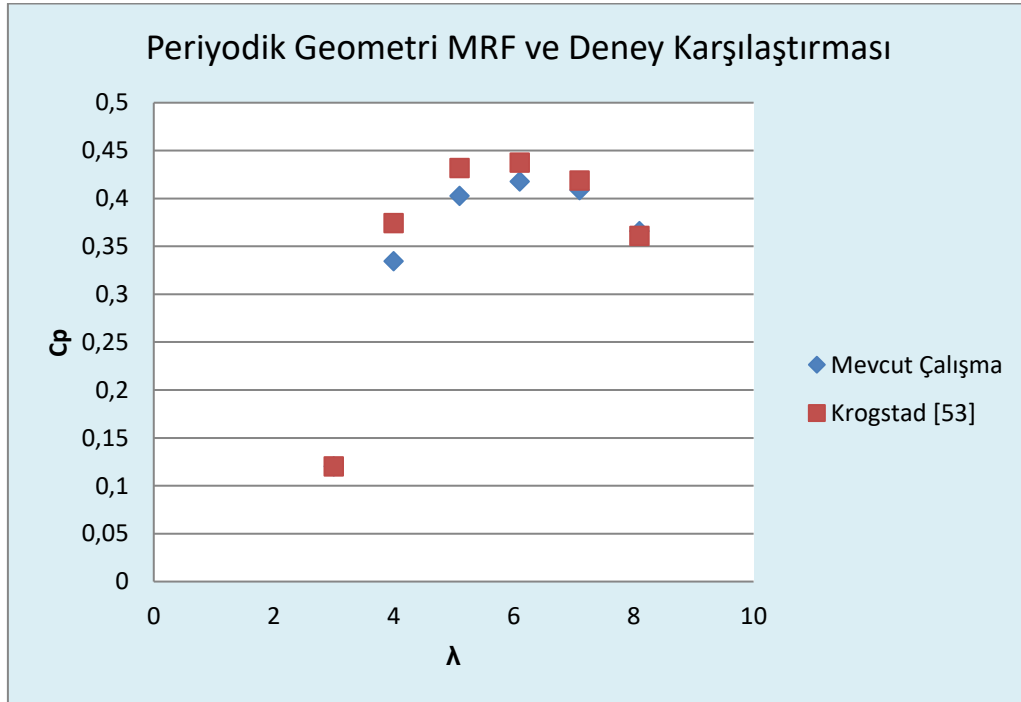
Şekil 5.5. Krogstad ve arkadaşlarının[53] deney, kanat elemanları teoremi ve fluent analiz sonuçları grafiği

Mevcut çalışmada üç boyutlu referans türbin analizi için periyodik ve tam olmak üzere iki farklı geometri ve akış alanı oluşturulmuştur. Önce periyodikliğin olduğu geometri, akış alanı ve ağ yapısı oluşturulmuş arkasından analizlere geçilmiştir.

Yapılan analizlerde moment bir tam dönüş için doğru referans değerleri ile zaman içinde izlenmiş ve uç hız oranı $\lambda=6$ 'da 1300 RPM'de bir dönüş 0,04614 saniyede tamamlanmıştır. Burada 0.0006407 saniyelik bir zaman adımı seçilmiş, böylece her 5 derecelik dönüş için moment hesaplanmıştır. Bu simülasyon başına 72 zaman adımı ve zaman adımı başına 60 yinleme ile sonuçlanmıştır. Analizlerde MRF metodu ile değişik uç hız oranları ($\lambda = 3,4,5,6,7,8$) kullanılarak tork değerleri farklı devir sayıları için elde edilip güç katsayıları hesaplanmıştır. Elde edilen sonuçların referans çalışmalarla karşılaştırılması Tablo 5.1 ve Şekil 5.6'da gösterilmiştir.

Tablo 5.1. Periyodik geometri MRF metodu ile deney C_p değerleri karşılaştırması

λ	Mevcut Çalışma	Krogstad [53]
3	0,12	0,12027
4	0,3345	0,37405
5,1	0,4027	0,43182
6,1	0,4176	0,4375
7,1	0,4085	0,41856
8,1	0,3659	0,3608



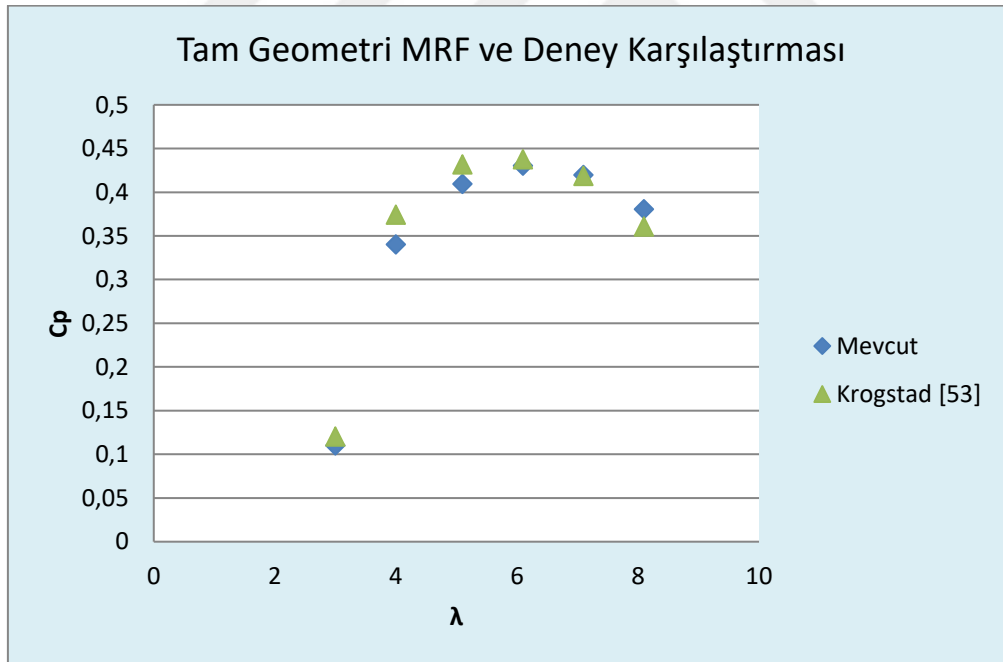
Şekil 5.6. Periyodik geometri MRF metodu ile deney C_p değerleri karşılaştırması grafiği

Periyodiklik kullanılarak MRF metodu ile yapılan analiz sonuçları incelendiğinde Krogstad [53] deneysel sonuç ile HAD sonucu arasında bir uyum olduğu görülmektedir.

Periyodiklik kullanılarak yapılan analizlerden sonra tam geometri, akış alanı ve ağ yapısı oluşturulmuş ve analizlere geçilmiştir. Analizlerde MRF metodu ile değişik uç hız oranları ($\lambda = 3,4,5,6,7,8$) kullanılarak tork değerleri farklı devir sayıları için elde edilip güç katsayıları hesaplanmıştır. Elde edilen sonuçların referans çalışmalarla karşılaştırılması Tablo 5.2 ve Şekil 5.7’de gösterilmiştir.

Tablo 5.2. Tam geometri MRF metodu ile deney C_p değerleri karşılaştırması

λ	Mevcut Çalışma	Krogstad [53]
3	0,11	0,12027
4	0,34	0,37405
5,1	0,4093	0,43182
6,1	0,4302	0,4375
7,1	0,4198	0,41856
8,1	0,3804	0,3608



Şekil 5.7. Tam geometri MRF metodu ile deney C_p değerleri karşılaştırması grafiği

Tam geometri kullanılarak MRF Metodu ile yapılan analiz sonuçları incelendiğinde Krogstad [53] deneysel sonuç ile HAD sonucu arasında bir uyum olduğu görülmektedir.

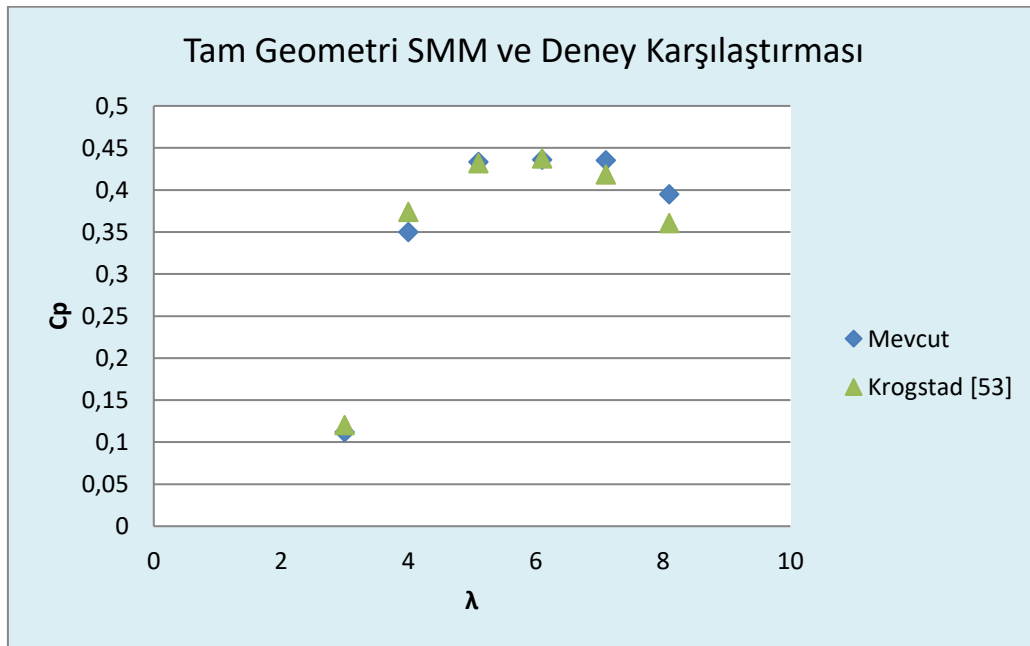
Son olarak tam geometri, akış alanı ve ağ yapısı yeniden oluşturularak SMM metodu ile analizlere geçilmiştir. Dönme, ilk olarak MRF’li sabit (steady) durum çözücü

kullanılarak tanımlanmıştır. 600 iterasyonluk analiz sonucunda yakınsayan simülasyonda daha SMM yöntemine geçilmiş olup MRF simülasyonundan elde edilen birleştirilmiş statik sonuç, geçici (unsteady-transient) SMM çözücüsünü başlatmak için kullanılmıştır. Ardından uç hız oranı için bir zaman adımı belirlenmiş, böylece her 5 derecelik dönüş için moment hesaplanmıştır. Analiz yakınsadıktan sonra son 100 iterasyonun ortalaması alınarak momentum bulunmuştur. Bu simülasyon için 72 zaman adımı ve zaman adımı başına 60 yineleme ile sonuçlanmış ve diğer uç hız oranları için aynı yöntem kullanılıp moment elde edilerek türbin güç katsayısı (C_p) hesaplanmıştır.

Analizlerde SSM metodu ile değişik uç hız oranları ($\lambda = 3,4,5,6,7,8$) kullanılarak tork değerleri farklı devir sayıları için elde edilip güç katsayıları hesaplanmıştır. Elde edilen sonuçların referans çalışmalarla karşılaştırılması Tablo 5.3 ve Şekil 5.10'de gösterilmiştir.

Tablo 5.3. Tam geometri SSM metodu ile deney C_p değerleri karşılaştırması

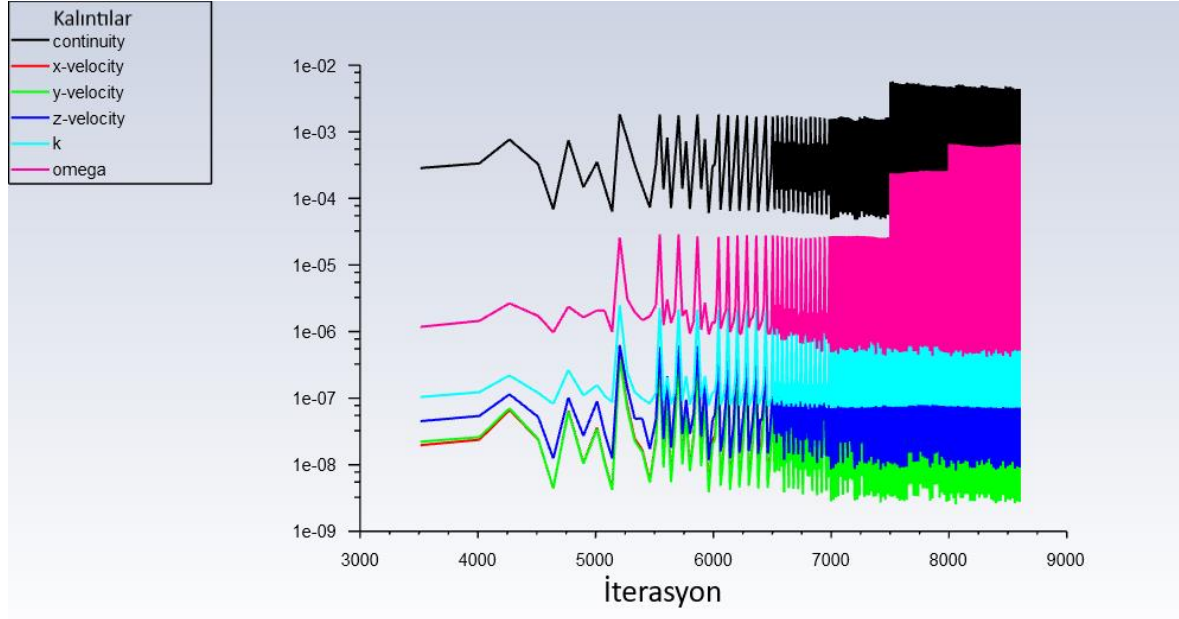
λ	Mevcut Çalışma	Krogstad [53]
3	0,112	0,12027
4	0,35	0,37405
5,1	0,4332	0,43182
6,1	0,436	0,4375
7,1	0,4354	0,41856
8,1	0,3948	0,3608



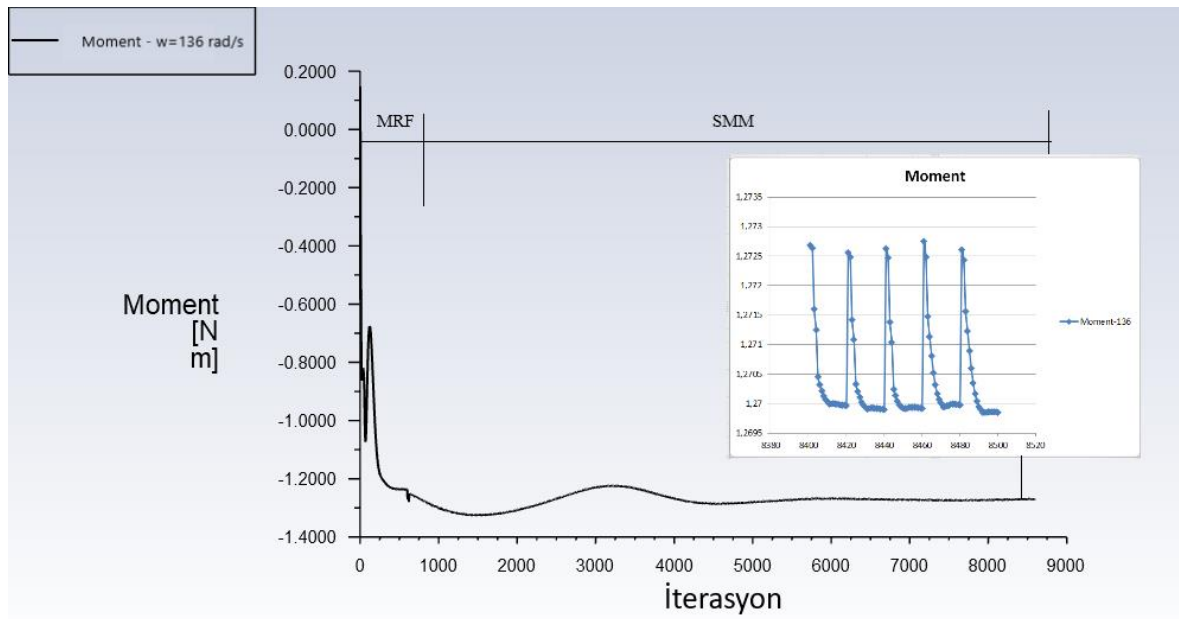
Şekil 5.8. Tam geometride SMM metodu ile deney C_p değerlerinin karşılaştırması grafiği

Tam geometri kullanılarak SMM Metodu ile yapılan analiz sonuçları incelendiğinde Krogstad [53] deneysel sonuç ile HAD sonucu arasında bir uyum olduğu görülmektedir.

Örnek olarak uç hız oranı $\lambda = 6$ ve açısal hız 1300 RPM’ de yapılan analiz sonucunda MRF ve SMM simülasyonları için kalıntıların grafikleri Şekil 5.8’ de moment grafikleri Şekil 5.9’ da görülebilir. Yakınsama kriterleri, 5 kalıntının (residuals) tamamının 10^{-3} değerine düşmesini gerektirmektedir [83].

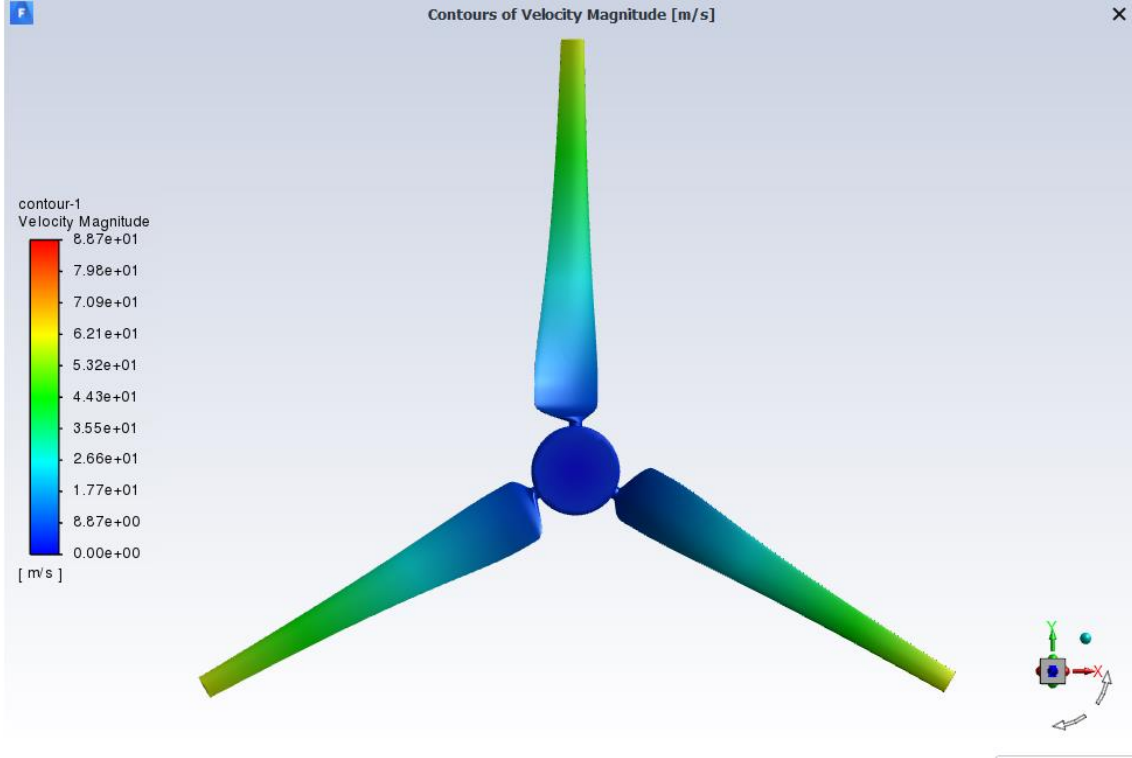


Şekil 5.9. $\lambda=6$ için SMM kalıntıların grafikleri

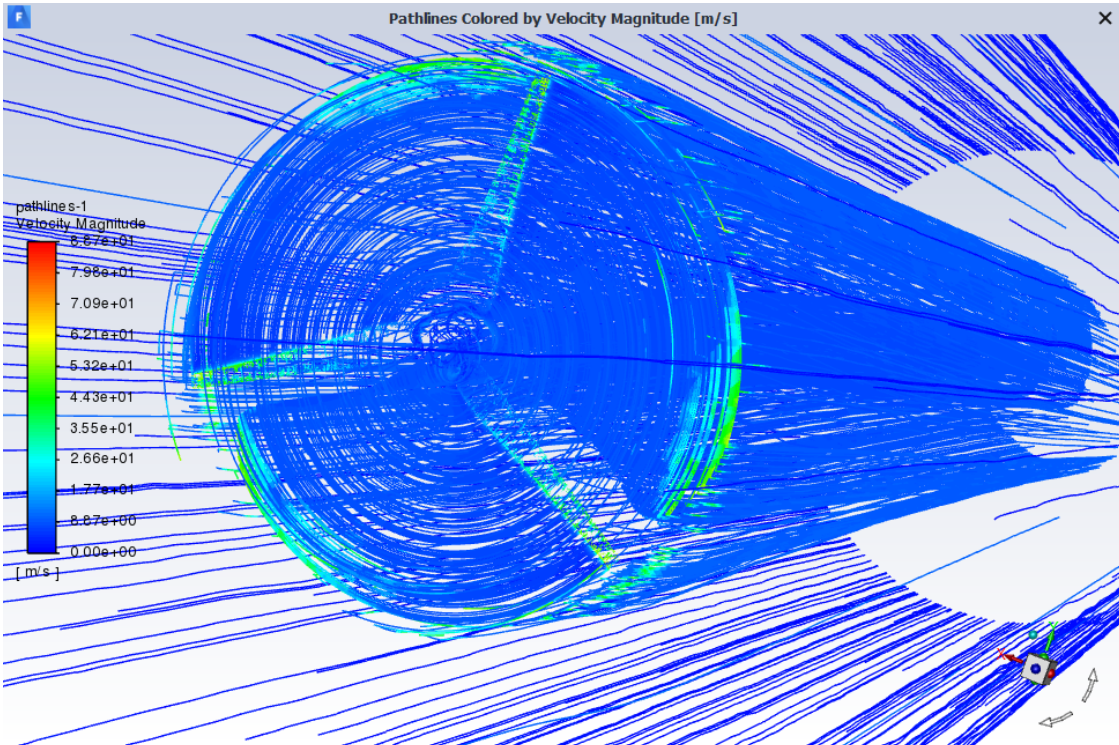


Şekil 5.10. $\lambda=6$ için SMM moment grafikleri

Ayrıca $\lambda=6$ için elde edilen hız kontuarları ve akış çizgileri grafikleri Şekil 5.11 ve Şekil 5.12’ de gösterilmiştir.



Şekil 5.11 $\lambda=6$ için hız büyüklüğü konturları

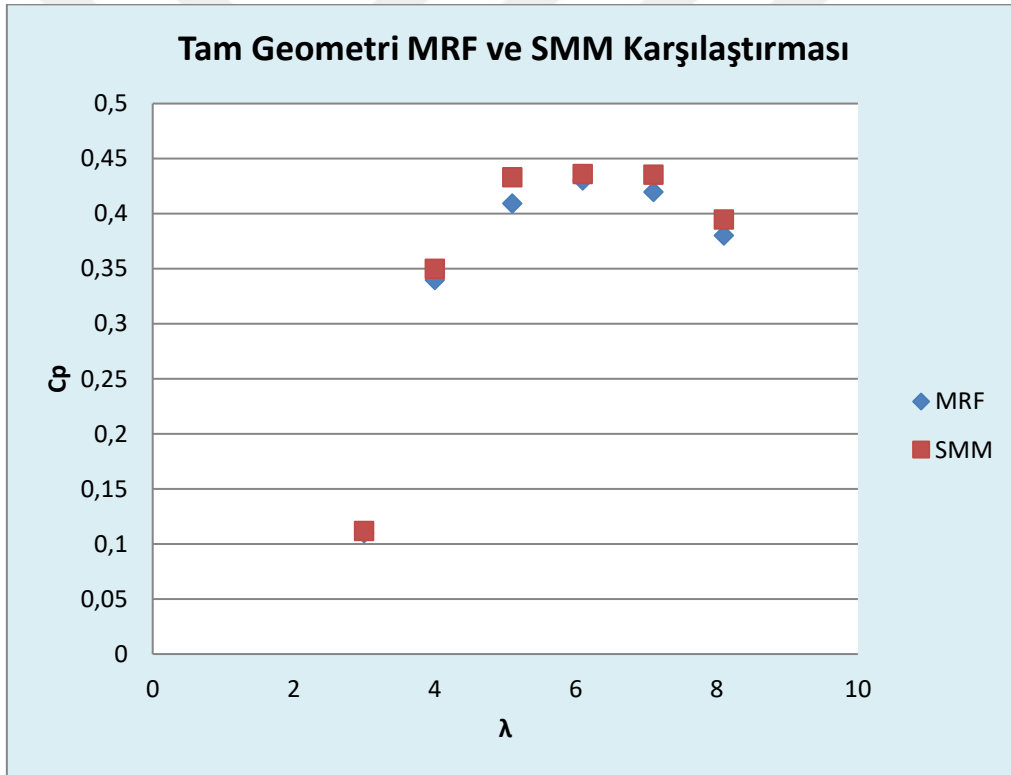


Şekil 5.12 $\lambda=6$ için hız büyüklüğü akış çizgileri

Tam geometri, akış alanı ve ağ yapısı oluşturularak değişik uç hız oranları ($\lambda = 3,4,5,6,7,8$) kullanılarak yapılan analizlerde MRF ve SMM modeli karşılaştırılmış elde edilen sonuçlar Tablo 5.4 ve Şekil 5.13’de gösterilmiştir.

Tablo 5.4 Tam geometri MRF ve SMM C_p değerleri karşılaştırması

λ	MRF Metodu	SMM Metodu
3	0,11	0,112
4	0,34	0,35
5,1	0,4093	0,4332
6,1	0,4302	0,436
7,1	0,4198	0,4354
8,1	0,3804	0,3948



Şekil 5.13. Tam geometride MRF-SMM metodu C_p değerlerinin karşılaştırması grafiği

Tam geometri kullanılarak MRF ve SMM metodu ile yapılan HAD analiz sonuçları incelendiğinde SMM metodunun $\lambda = 5,6,7,8$ uç hız oranlarında MRF Metoduna göre daha uyumlu sonuçlar verdiği görülmektedir.

Doğrulama çalışması için önce periyodikliğin olduğu daha sonra ise tam geometri, akış alanı ve ağ yapısı oluşturulmuş ve analizlere yapılmıştır. Analizlerde MRF ve SMM

metodları ile değişik uç hız oranları ($\lambda = 3,4,5,6,7,8$) kullanılarak tork değerleri farklı devir sayıları için elde edilip güç katsayıları hesaplanmıştır. Tamamlanan doğrulama çalışmasından elde edilen sonuçlar ve bu sonuçların referans deney [53], sonuçları ile farkları Tablo 5.5’de gösterilmektedir.

Tablo 5.5. Mevcut çalışma sonuçları ile deneysel çalışma C_p değerleri farkı karşılaştırması

TSR	Tam Geometri				Periyodik Geometri		Krogstad [53]		
λ	Tam MRF (C_p)	Deneye Göre Fark (%)	Tam SSM (C_p)	Deneye Göre Fark (%)	Periyodik MRF (C_p)	Deneye Göre Fark (%)	CFD (C_p)	Deneye Göre Fark (%)	Deney (C_p)
3	0,11	-8,54	0,112	-6,88	0,12	-0,22	0,171	29,67	0,12027
4	0,34	-9,10	0,35	-6,43	0,3345	-10,57	0,354	-5,66	0,37405
5,1	0,4093	-5,22	0,4332	0,32	0,4027	-6,74	0,424	-1,84	0,43182
6,1	0,4302	-1,67	0,436	-0,34	0,4176	-4,55	0,452	3,21	0,4375
7,1	0,4198	0,30	0,4354	-3,86	0,4085	-2,40	0,45	6,99	0,41856
8,1	0,3804	5,15	0,3948	-8,61	0,3659	1,41	0,403	10,47	0,3608

Tabloya göre deney sonuçlarının mevcut çalışma HAD analiz sonuçları ile Krogstad [53] yapmış olduğu HAD analiz sonuçları ile karşılaştırılmasında, mevcut çalışma sonuçlarının deneysel sonuçlara çok daha yakın olduğu görülmektedir. Özellikle tasarım uç hız oranı olan $\lambda = 6$ ’ da tam geometri, SMM metodu ile yapılan analiz sonucunda elde edilen maksimum güç katsayısı (C_p) değeri ile deneysel değer tam olarak bulunmuştur. Sonuçlara göre akışın $\lambda > 7$ ’ de güç değerlerinin deneye göre büyük çıkmasının nedeni deneyde kullanılan rüzgar türbini blokaj etkisi olduğu düşünülmektedir [46]. Ayrıca Siddiqui ve arkadaşlarının [55] Krogstad ve arkadaşlarının [53] yapmış olduğu çalışmayı referans aldıkları çalışmada tasarım uç hız oranı olan $\lambda=6$ ’ için güç katsayısını deney göre MRF yöntemiyle %11,86, SMM yöntemine göre % 8,14 farkla bulmuşlardır. Mevcut çalışmada $\lambda=6$ ’ için bulunan güç değeri Siddiqui ve arkadaşlarının [55] çalışmasına göre deney sonucunu tam olarak karşılamaktadır.

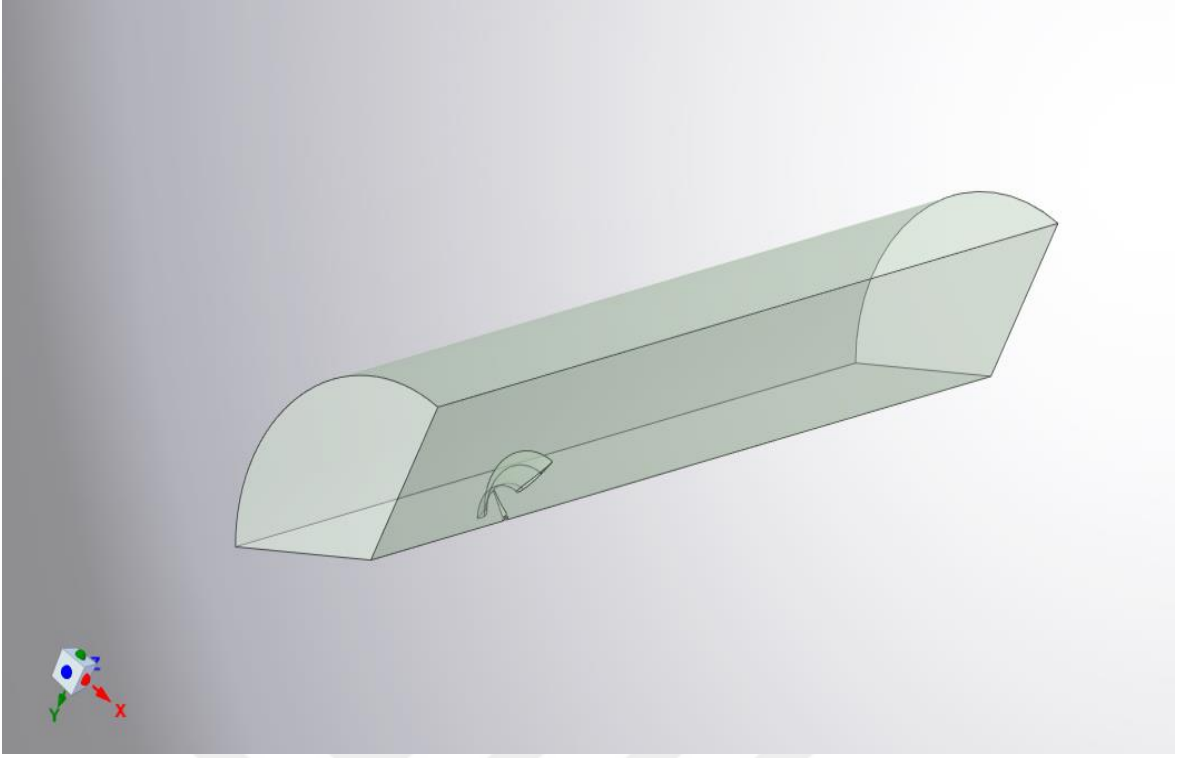
Referans deney [53] sonuçlarına göre hareketli bileşenleri içeren sistemler içindeki akışların HAD modellemesinde kullanılan yöntemlerden olan SMM metodu MRF metoduna göre daha iyi sonuçlar vermiştir. Ayrıca tam geometri, periyodik geometriye göre özellikle türbinin normal koşullar altında ($5 < \lambda < 7$) çalıştığı tasarım uç hızı oranlarında daha iyi sonuçlar vermektedir.

5.2. 3D Periyodik ve Tam Geometri Akış Analizi

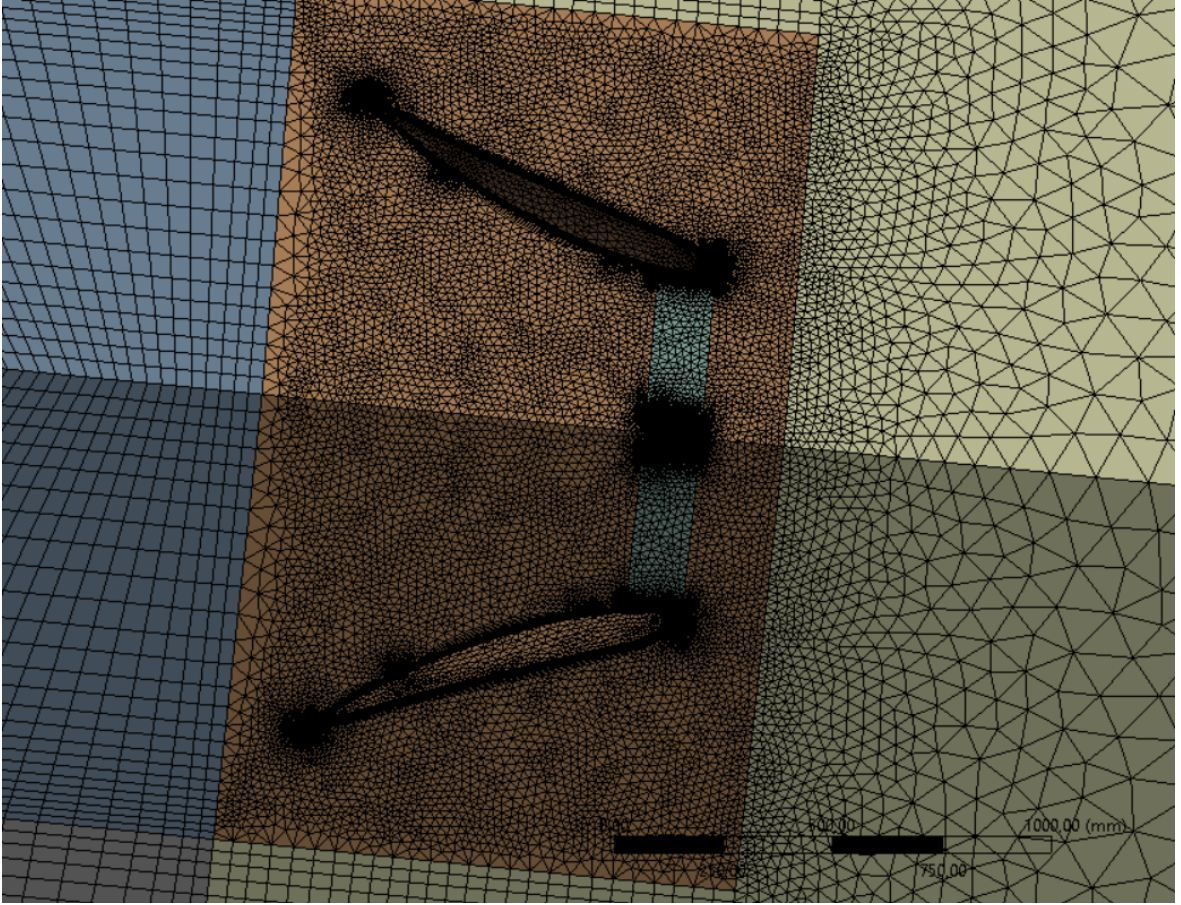
Üç boyutlu türbin doğrulama çalışmaları tamamlandıktan sonra, optimal parametre değerlerine dayalı olarak tasarlanmış yoğunlaştırıcı yapısının, referans türbine etkisini göstermek amacıyla sentetik jet eklenmiş 3D tam geometri, akış alanı ve ağ yapısı oluşturulmuştur. Yapılan analizlerde SMM metodu ile değişik uç hız oranları ($\lambda = 3,4,5,6,7,8$) kullanılarak tork değerleri farklı devir sayıları için elde edilip güç katsayıları hesaplanmıştır.

5.2.1 3D periyodik ve tam geometri akış alanı ve ağ yapısı

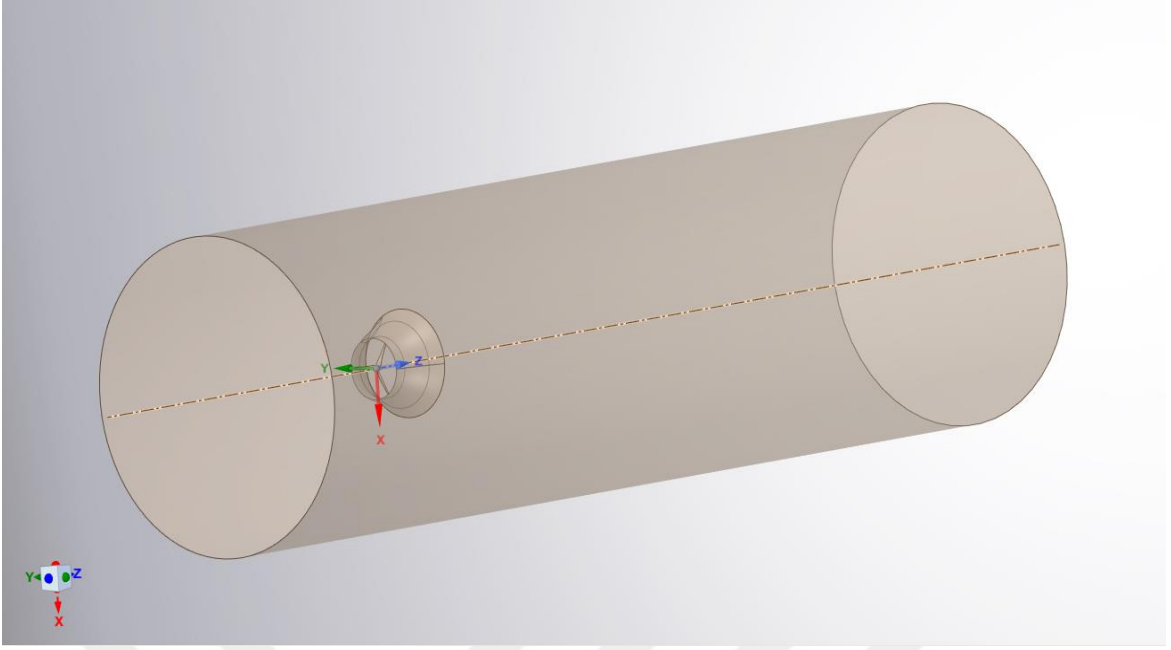
Üç boyutlu sentetik jetli yoğunlaştırıcı türbin analizi için periyodik ve tam olmak üzere iki farklı geometri ve akış alanı oluşturulmuştur. Periyodik geometri akış alanı ve ağ yapısı sırasıyla Şekil 5.14 ve Şekil 5.15’de tam geometri akış alanı ve ağ yapısı ise sırasıyla Şekil 5.16 ve Şekil 5.17’de gösterilmektedir. Oluşturulan akış alanlarında sınır koşulları olarak giriş 10 m/s hız-giriş, basınç-çıkış, periyodikliğin olduğu durum için yan duvarlar ise periyodik olarak tanımlanmıştır. 3D HAD analizlerinde periyodikliğin olduğu geometri ve akış alanı için çoklu referans çerçevesi modeli (MRF), tam geometri ve akış alanı için ise hem çoklu referans çerçevesi modeli (MRF) hem de kayan ağ modeli (SMM) kullanılmıştır. 3D HAD analizlerinden elde edilen tork değerleri, deneysel çalışmalarda olduğu gibi farklı devir sayıları için elde edilmiş ve buna bağlı olarak güç katsayıları hesaplanmıştır. Akış alanı, Şekil 5.14’de görüleceği üzere, 2 metre yarıçapında olup, türbin önünden 4 metre, arkasından ise 7 metre uzaklıkta olacak şekilde oluşturulmuştur.



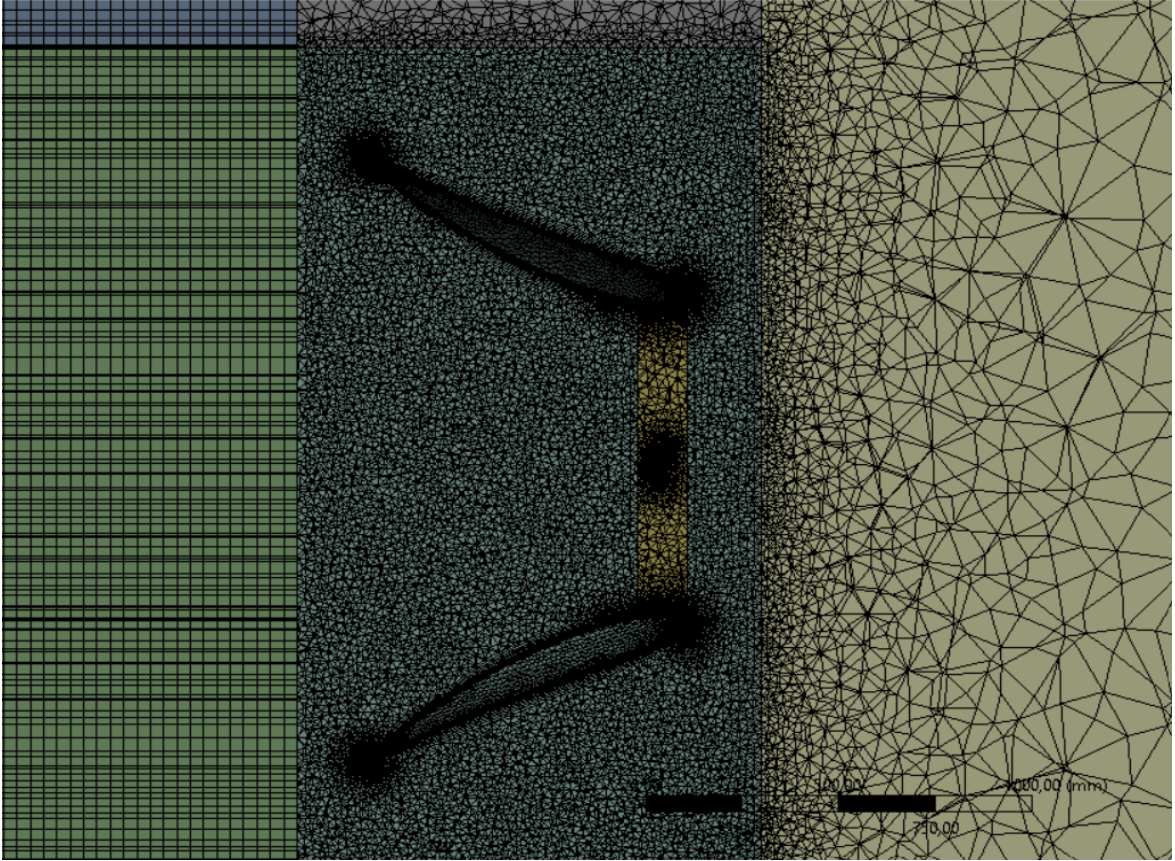
Şekil 5.14. Periyodik geometri akış alanı



Şekil 5.15. Periyodik geometri kanat ağ yapısı

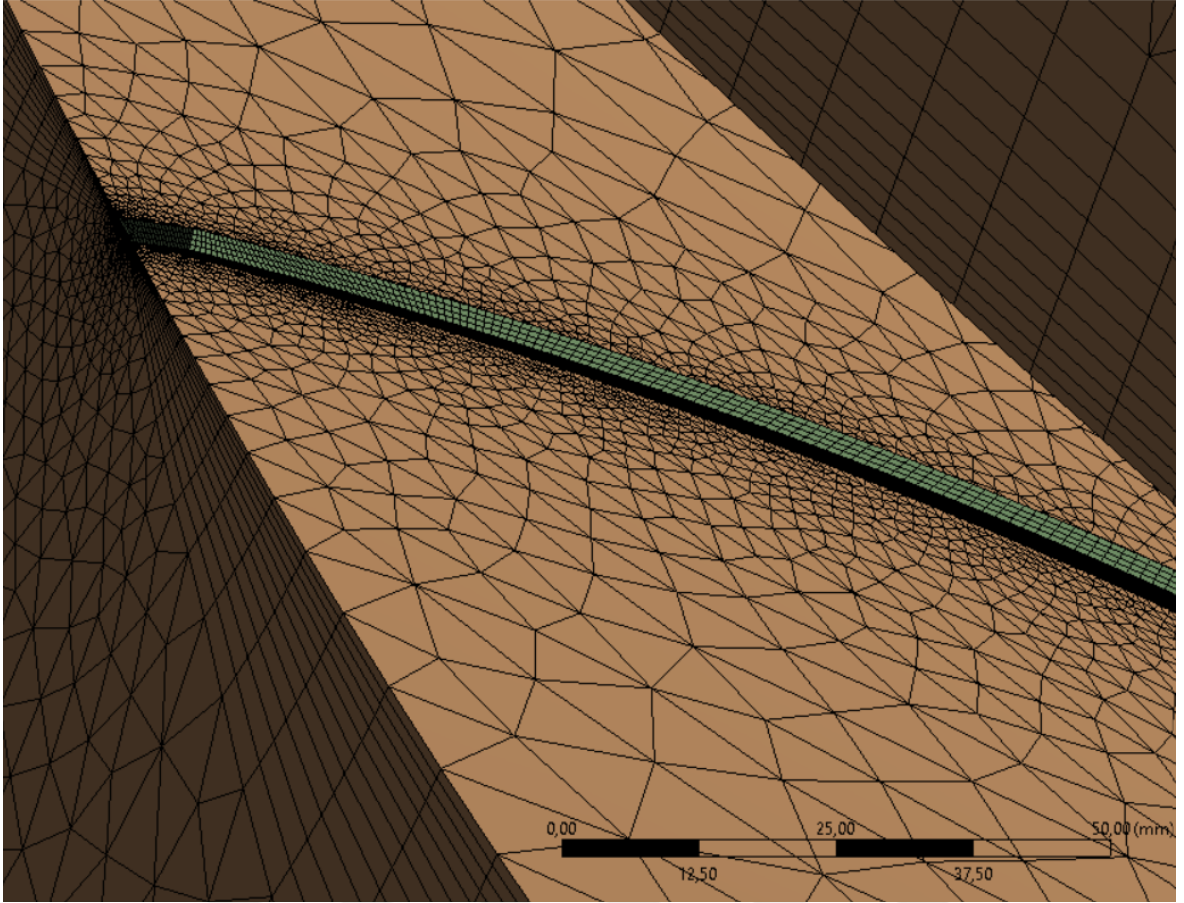


Şekil 5.16. Tam geometri ve akış alanı



Şekil 5.17. Tam geometri kanat ağ yapısı

Sentetik jet Şekil 5.18’de görüleceği üzere optimizasyon sonucunda elde edilen değere göre yoğunlaştırıcının % 67.5 yerleştirilmiştir.



Şekil 5.18. Yoğunlaştırıcı üzerindeki sentetik jetin görünümü

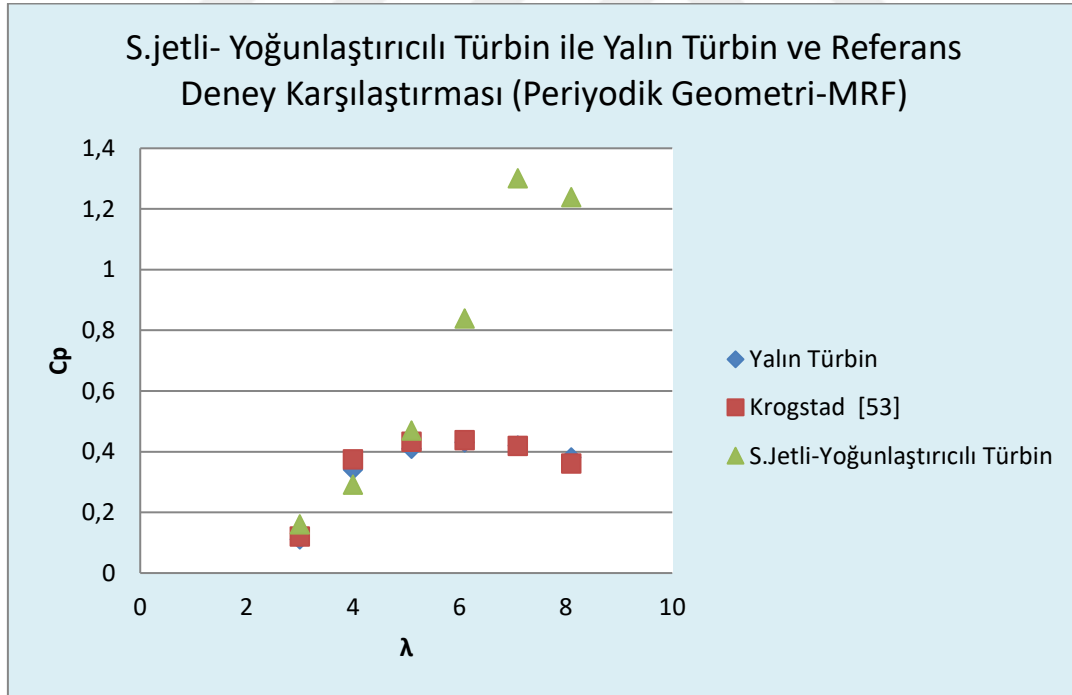
Hacim ağ yapısı, yapılandırılmamış bir dört yüzlü (tetrahedral) ağ kullanılarak oluşturulmuş ve bölgeler arasında yumuşak bir geçiş elde etmek için piramidal hücreler kullanılmıştır. Kanat ve yoğunlaştırıcı yüzeyine yakın bölgelerde akışkan hızı değişeceğinden dolayı bu kısımlarda hesaplamaların daha doğru sonuç vermesi için 20 adet şişirme tabakası (inflation layer) oluşturulmuş ve hesaplama hacmini meshlemek için tam geometride toplam 45×10^6 hücre kullanılmıştır.

Dönme, ilk olarak MRF'li sabit (steady) durum çözücü kullanılarak tanımlanmış ve ardından simülasyon, kayan ağ hareketi kullanılarak geçici bir şekilde çözülmüştür. MRF simülasyonundan elde edilen birleştirilmiş statik sonuç, geçişli (unsteady-transient) SMM çözücüsünü başlatmak için kullanılmıştır. Yapılan hesaplamalara göre uç hız oranı $\lambda=6$ 'da 1300 RPM'de bir dönüş 0,04614 saniyede tamamlanmıştır. Buradan 0.0006407 saniyelik bir zaman adımı seçilmiş ve böylece her 5 derecelik dönüş için moment hesaplanmıştır. Bu simülasyon başına 72 zaman adımı ve zaman adımı başına 60 yineleme ile sonuçlanmıştır. Denklem 5.1 ve 5.2'ye göre elde edilen moment verilerinden rüzgar türbininin güç katsayısı C_p hesaplanabilir.

Yapılan doğrulama çalışmasından sonra yoğunlaştırıcı üzerine sentetik jet yerleştirilerek yoğunlaştırıcılı türbinin 3D HAD analizine geçilmiştir. Önce periyodik geometri, akış alanı ve ağ yapısı oluşturulmuş ve analizlere yapılmıştır. Analizlerde periyodik geometri MRF metodu kullanılarak değişik uç hız oranlarında ($\lambda = 3,4,5,6,7,8$) tork değerleri farklı devir sayıları için elde edilip güç katsayıları hesaplanmıştır. Elde edilen sonuçların yalın türbin ve referans çalışma ile karşılaştırılması Tablo 5.6 ve Şekil 5.19’da gösterilmiştir.

Tablo 5.6. Sentetik jetli-yoğunlaştırıcılı türbin ile yalın türbin ve referans deney karşılaştırması (periyodik geometri-MRF)

λ	Yalın Türbin	Krogstad [53]	S.Jetli-Yoğunlaştırıcılı Türbin
3	0,11	0,12027	0,15854
4	0,34	0,37405	0,29051
5,1	0,4093	0,43182	0,46869
6,1	0,4302	0,4375	0,82333
7,1	0,4198	0,41856	1,29227
8,1	0,3804	0,3608	1,23667



Şekil 5.19. Sentetik jetli-yoğunlaştırıcılı türbin ile yalın ve referans deney karşılaştırması grafiği (periyodik geometri-MRF)

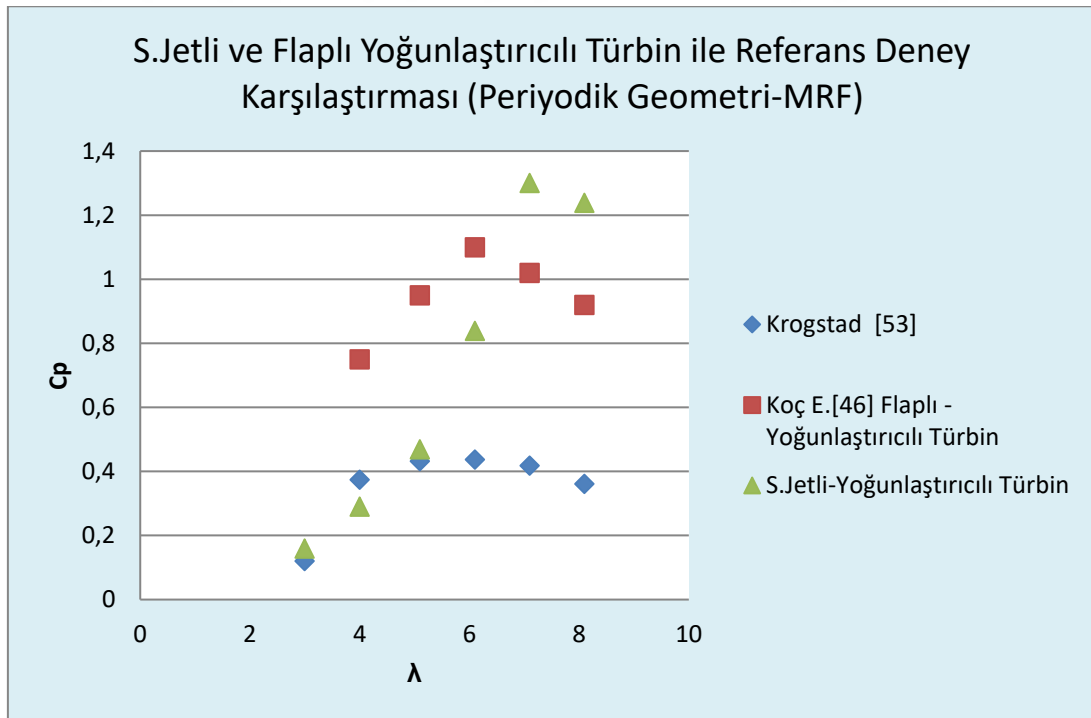
Tablo 5.6 ve Şekil 5.19’da gösterilen 3D HAD analizlerine göre sentetik jetli-yoğunlaştırıcılı türbin, yalın türbin ve Krogstad ve arkadaşlarının [53] deney sonuçlarına

göre değişik uç hız oranlarında ($\lambda = 5,6,7,8$) daha yüksek güç katsayıları (C_p) elde edilmiştir. Özellikle $\lambda=7$ 'deki güç katsayısında yalın türbin ve Krogstad ve arkadaşlarının [53] deney sonuçlarına göre yaklaşık 3 kat fazla değer elde edilmiştir.

Ayrıca Tablo 5.7 ve Şekil 5.20'den de görüleceği üzere Koç E.[46] tarafından yapılan flaplı-yoğunlaştırıcı türbin çalışmasında yalın türbine göre güç katsayısındaki artış 2.58 kat olarak bulunmuştu. Mevcut çalışmada güç katsayısı yaklaşık 3 kat olarak artırılmış olup sentetik jet, flap'a göre yoğunlaştırıcı türbindeki güç artışında daha iyi bir performans göstermiştir.

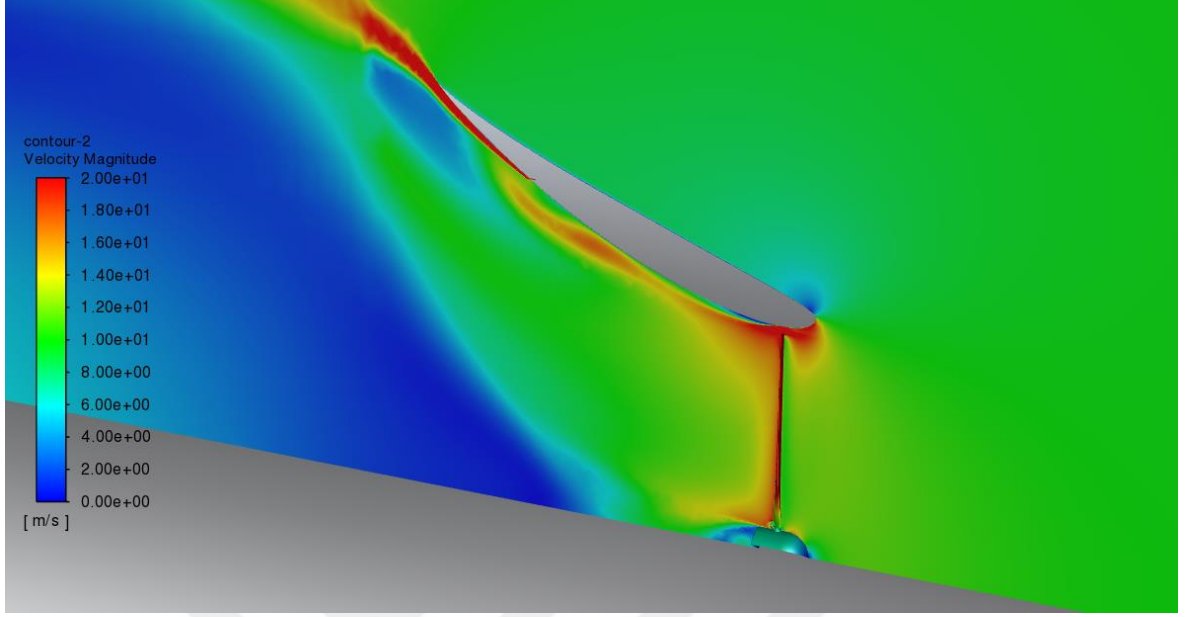
Tablo 5.7. Sentetik jetli ve flaplı-yoğunlaştırıcı türbin ile referans deney karşılaştırma tablosu (periyodik geometri –MRF)

λ	Krogstad [53]	Koç E.[46] Flaplı - Yoğunlaştırıcı Türbin	Sentetik Jetli-Yoğunlaştırıcı Türbin
3	0,12027	-	0,15854
4	0,37405	0,75	0,29051
5,1	0,43182	0,95	0,46869
6,1	0,4375	1,1	0,82333
7,1	0,41856	1,02	1,29227
8,1	0,3608	0,92	1,23667

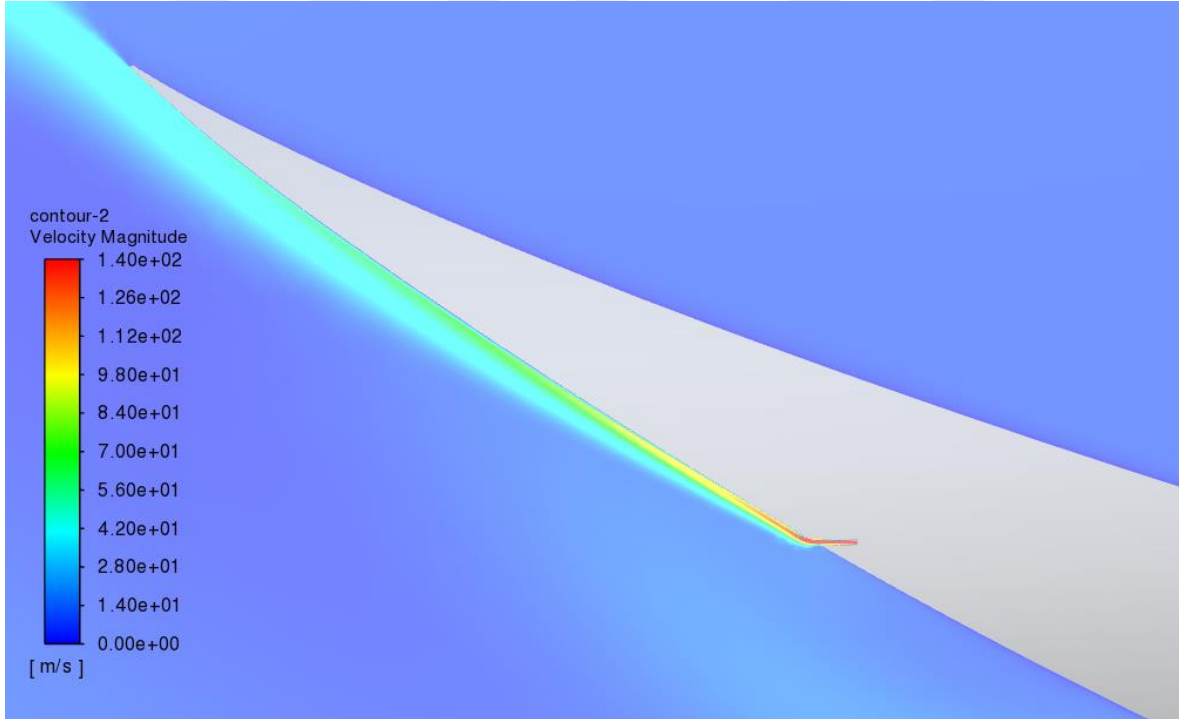


Şekil 5.20. Sentetik jetli-yoğunlaştırıcı türbin ile flaplı-yoğunlaştırıcı türbin ve referans deney karşılaştırma grafiği (periyodik geometri-MRF)

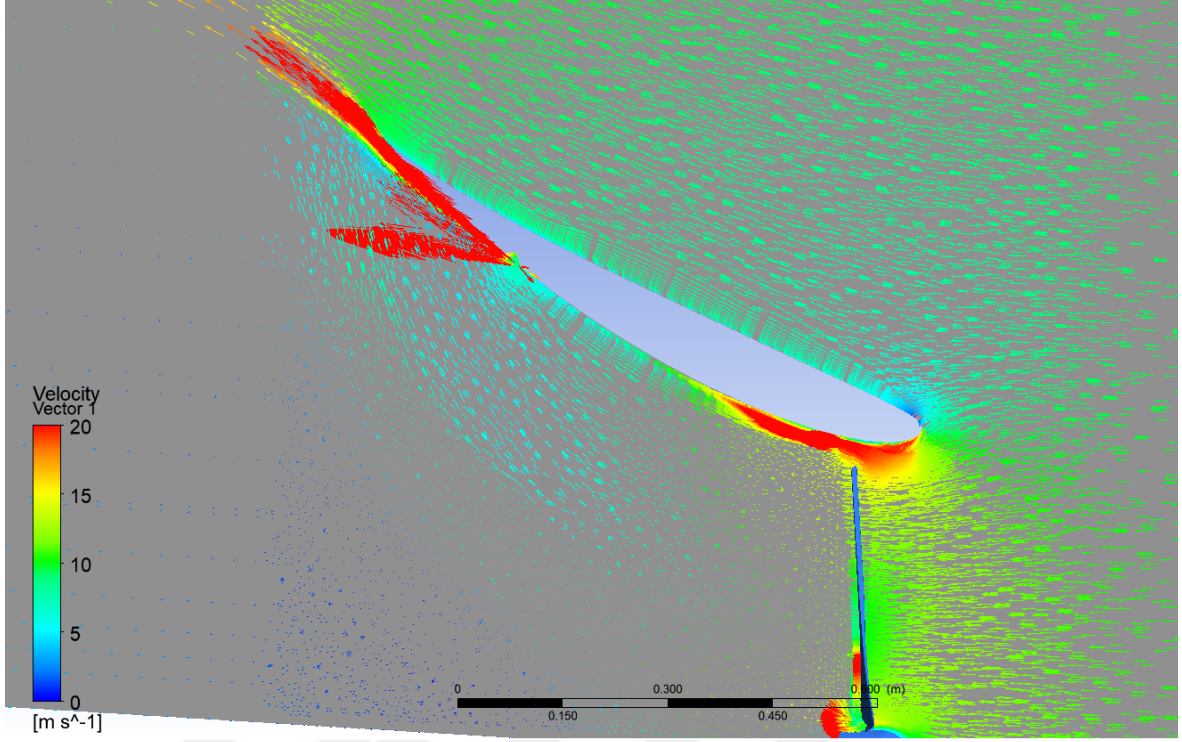
Aşağıdaki şekillerde (5.21, 5.22, 5.23, 5.24, 5.25) periyodik geometriye ait $\lambda = 7$ 'deki hız dağılımları, akış çizgileri ile sentetik jetdeki hız dağılımları görülmektedir.



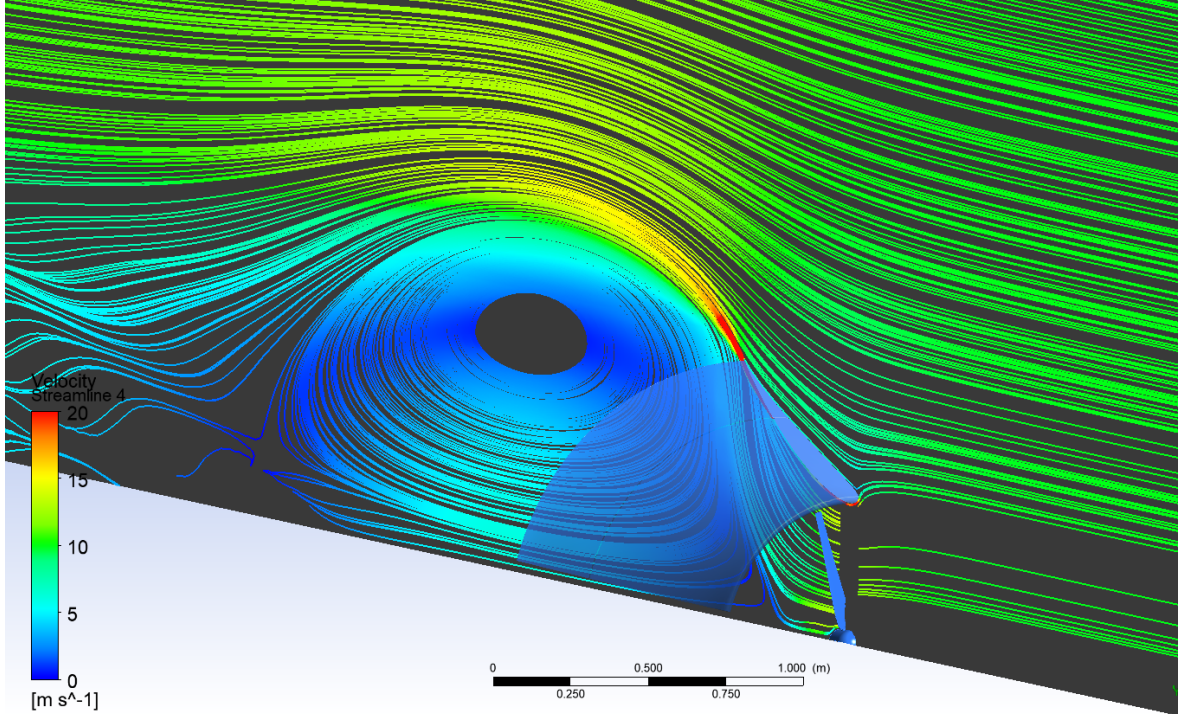
Şekil 5.21. Periyodik geometri-MRF $\lambda = 7$ 'deki hız dağılımları



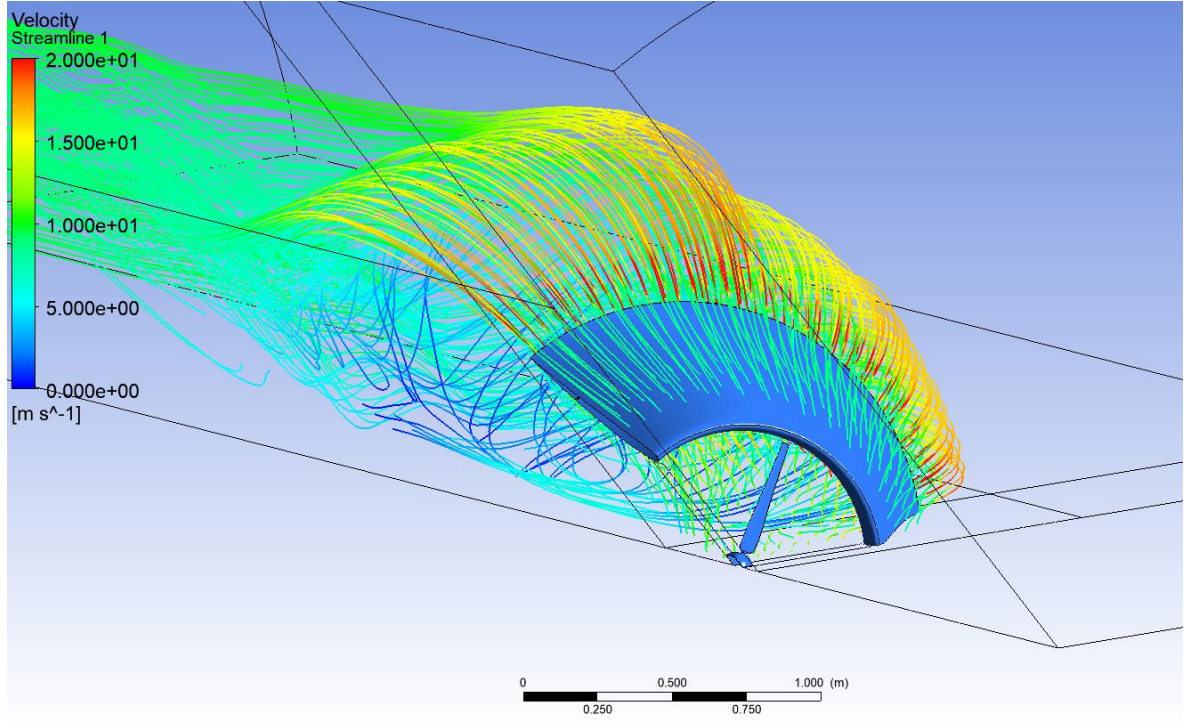
Şekil 5.22. Periyodik geometri-MRF $\lambda = 7$ 'deki sentetik jettdeki hız dağılımları



Şekil 5.23. Periyodik geometri-MRF $\lambda=7$ 'deki hız vektör dağılımları



Şekil 5.24. Periyodik geometri-MRF $\lambda=7$ 'deki hız akış çizgileri

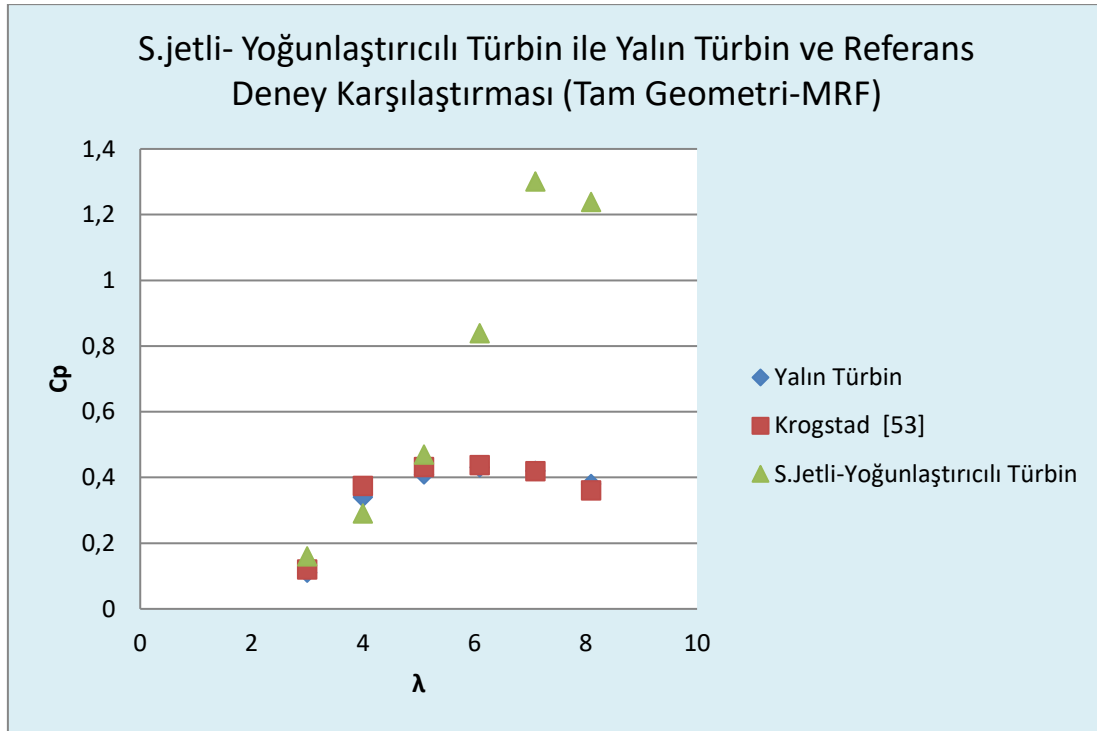


Şekil 5.25. Periyodik geometri-MRF $\lambda = 7$ 'deki hız akış çizgileri

Periyodik geometri analizlerinden sonra tam geometri, akış alanı ve ağ yapısı oluşturulmuş ve analizler yapılmıştır. Analizlerde tam geometri önce MRF metodu ve sonra SMM kullanılarak değişik uç hız oranlarında ($\lambda = 3,4,5,6,7,8$) tork değerleri farklı devir sayıları için elde edilip güç katsayıları hesaplanmıştır. Tam geometri MRF metodu ile elde edilen sonuçlar yalın türbin, referans çalışma ve flaplı-yoğunlaştırıcı türbin ile karşılaştırılması Tablo 5.10 ve Şekil 5.26'da gösterilmiştir.

Tablo 5.8. Sentetik jetli-yoğunlaştırıcı türbin ile yalın türbin ve referans deney karşılaştırması (tam geometri-MRF)

λ	Yalın Türbin	Krogstad [53]	S.Jetli-Yoğunlaştırıcı Türbin
3	0,11	0,12027	0,1595
4	0,34	0,37405	0,2906
5,1	0,4093	0,43182	0,4692
6,1	0,4302	0,4375	0,83882
7,1	0,4198	0,41856	1,301
8,1	0,3804	0,3608	1,2385

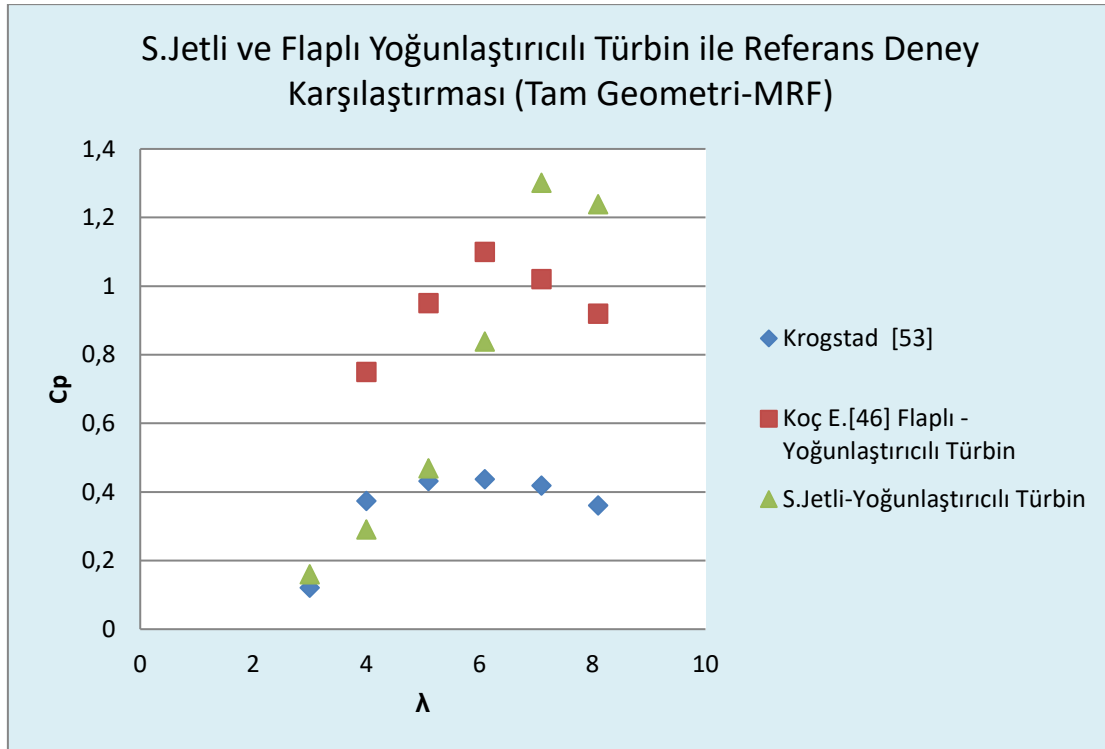


Şekil 5.26. Sentetik jetli-yoğunlaştırıcılı türbin ile yalın ve referans deney karşılaştırma grafiği (tam geometri-MRF)

Tablo 5.8 ve Şekil 5.26’da gösterilen tam geometride MRF metodu ile çözülen 3D HAD analizlerine göre sentetik jetli-yoğunlaştırıcılı türbin, yalın türbin ve Krogstad ve arkadaşlarının [53] deney sonuçlarına göre değişik uç hız oranlarında ($\lambda = 5,6,7,8$) daha yüksek güç katsayıları (C_p) elde edilmiştir. Özellikle $\lambda = 7$ ’deki güç katsayısında yalın türbin ve Krogstad ve arkadaşlarının [53] deney sonuçlarına göre 3,1 kat fazla değer elde edilmiştir.

Tablo 5.9. Sentetik jetli ve flaplı-yoğunlaştırıcılı türbin ile referans deney karşılaştırma tablosu (tam geometri –MRF)

λ	Krogstad [53]	Koç E.[46] Flaplı - Yoğunlaştırıcılı Türbin	S.Jetli-Yoğunlaştırıcılı Türbin
3	0,12027		0,1595
4	0,37405	0,75	0,2906
5,1	0,43182	0,95	0,4692
6,1	0,4375	1,1	0,83882
7,1	0,41856	1,02	1,301
8,1	0,3608	0,92	1,2385



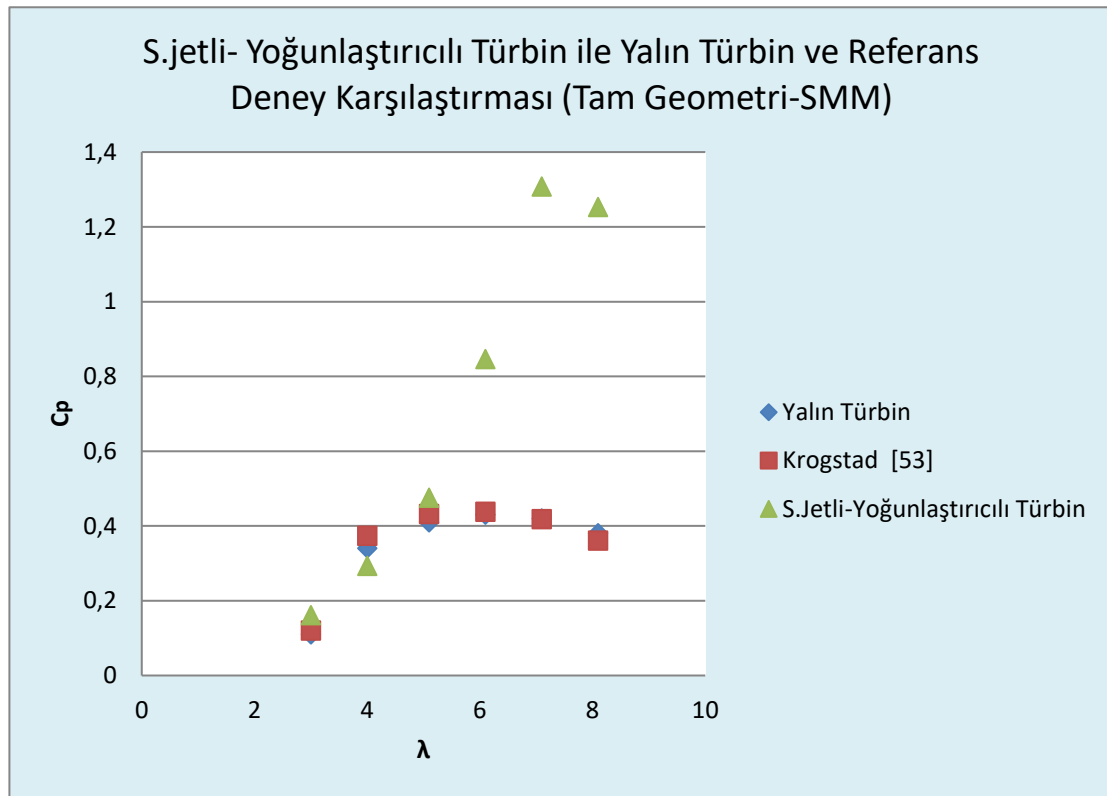
Şekil 5.27. Sentetik jetli ve flaplı-yoğunlaştırıcılı türbin ile referans deney karşılaştırma (tam geometri –MRF) grafiği

Ayrıca Tablo 5.9 ve Şekil 5.27’den de görüleceği üzere tam geometride MRF metodu ile çözülen 3D HAD analizlerine göre güç katsayısı yaklaşık 3,1 kat olarak bulunmuştur. Koç E.[46] tarafından yapılan flaplı-yoğunlaştırıcılı türbin çalışmasında yalın türbine göre güç katsayısındaki artış 2.58 kat olarak bulunmuştu. Sentetik jet ile flap’a göre yoğunlaştırıcılı türbinde 1.27 kat daha fazla güç artışı elde edilmiştir. Dolayısıyla sentetik jet flap’a göre yoğunlaştırıcılı türbinde daha iyi bir performans göstermiştir.

Tam geometri MRF metodu ile yapılan analizler sonra tam geometri SMM metoduna geçilmiş olup SMM modeli transient (zamana bağlı) olarak çözülmüş ve sentetik jet hızı için bir UDF tanımlanmış olup hesaplama hacmini meshlemek için tam geometride toplam 45×10^6 hücre kullanılmıştır. SMM kullanılarak değişik uç hız oranlarında ($\lambda = 3, 4, 5, 6, 7, 8$) tork değerleri farklı devir sayıları için elde edilip güç katsayıları hesaplanmıştır. Her bir analiz Core i9 (9900k) 3,6 Ghz, 2TB, DDR4 64Gb, Nvidia 12Gb özellikte bir bilgisayar kullanılarak yaklaşık 20 gün sürmüş olup toplam altı analiz 4 ay gibi bir zaman almıştır. Dolayısıyla SMM metodu ile yapılan analizler hem zaman hem de kullanılacak bilgisayar açısından çok büyük sıkıntılara neden olmaktadır.

Tablo 5.10. Sentetik jetli-yoğunlaştırıcı türbin ile yalın türbin ve referans deney karşılaştırması (tam geometri-SMM)

λ	Yalın Türbin	Krogstad [53]	S.Jetli-Yoğunlaştırıcı Türbin
3	0,11	0,12027	0,161764
4	0,34	0,37405	0,2932
5,1	0,4093	0,43182	0,475345
6,1	0,4302	0,4375	0,84644
7,1	0,4198	0,41856	1,308
8,1	0,3804	0,3608	1,2527

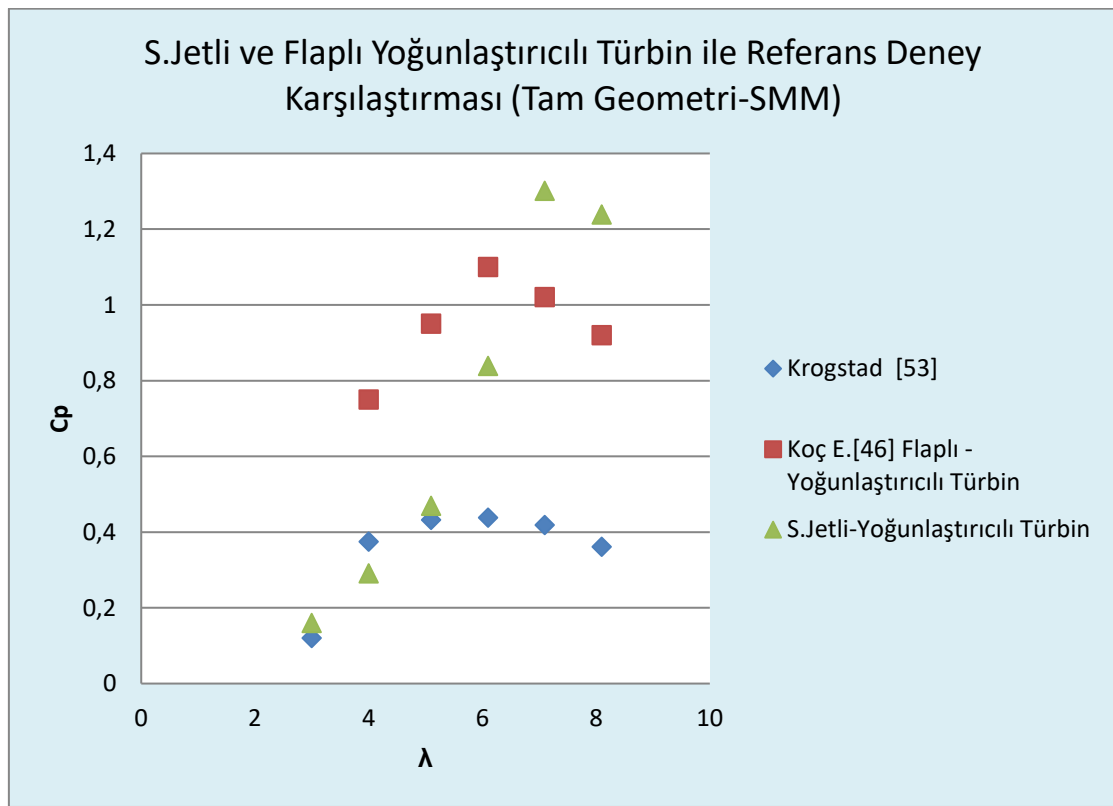


Şekil 5.28. S.jetli-Yoğunlaştırıcı türbin ile yalın türbin ve referans deney karşılaştırması (tam geometri-SMM)

Tablo 5.10 ve Şekil 5.28’de gösterilen tam geometride SMM metodu ile zamana bağlı çözülen 3D HAD analizlerine göre sentetik jetli- yoğunlaştırıcı türbin, yalın türbin ve Krogstad ve arkadaşlarının [53] deney sonuçlarına göre değişik uç hız oranlarında ($\lambda = 5,6,7,8$) daha yüksek güç katsayıları (C_p) elde edilmiştir. Özellikle $\lambda = 7$ ’deki güç katsayısında yalın türbin ve Krogstad ve arkadaşlarının [53] deney sonuçlarına göre 3,125 kat fazla değer elde edilmiştir.

Tablo 5.11 Sentetik jetli ve flaplı yoğunlaştırıcılı türbin ile referans deney karşılaştırması (tam geometri-SMM)

λ	Krogstad [53]	Koç E.[46] Flaplı - Yoğunlaştırıcılı Türbin	S.Jetli-Yoğunlaştırıcılı Türbin
3	0,12027	-	0,161764
4	0,37405	0,75	0,2932
5,1	0,43182	0,95	0,475345
6,1	0,4375	1,1	0,84644
7,1	0,41856	1,02	1,308
8,1	0,3608	0,92	1,2527



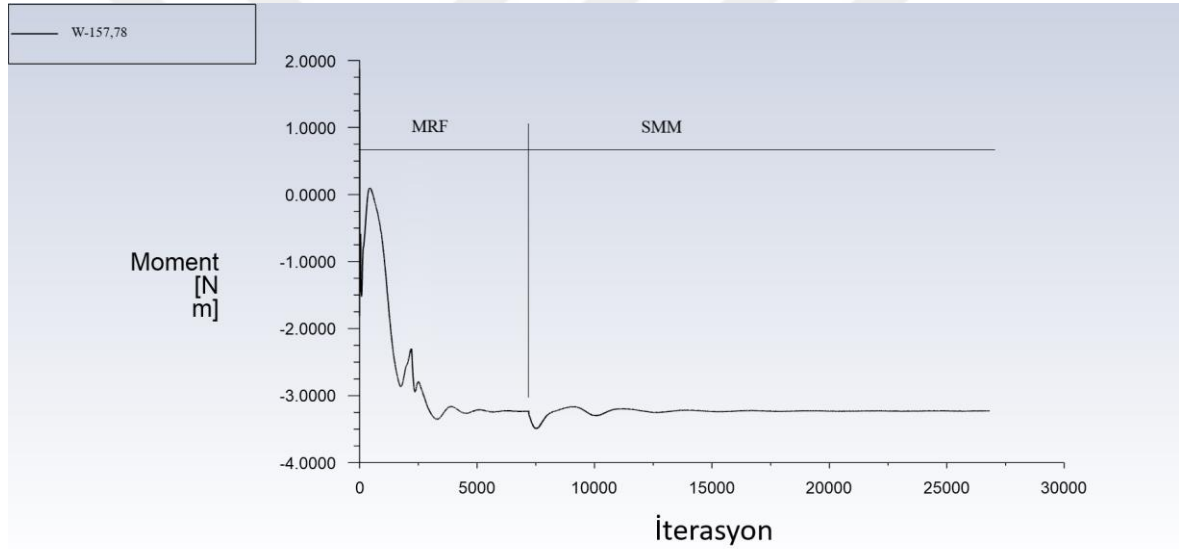
Şekil 5.29. Sentetik jetli ve flaplı yoğunlaştırıcılı türbin ile referans deney karşılaştırması (tam geometri-SMM)

Ayrıca Tablo 5.11 ve Şekil 5.29'dan da görüleceği üzere tam geometride SMM metodu ile çözülen 3D HAD analizlerine göre güç katsayısı yaklaşık 3,125 kat olarak bulunmuştur. Koç E. [46] tarafından yapılan flaplı-yoğunlaştırıcılı türbin çalışmasında yalın türbine göre güç katsayısındaki artış 2.58 kat olarak bulunmuştur. Sentetik jet ile flap'a göre yoğunlaştırıcılı türbinde 1.275 kat daha fazla güç artışı elde edilmiştir. Dolayısıyla sentetik jet flap'a göre yoğunlaştırıcılı türbinde daha iyi bir performans göstermiştir.

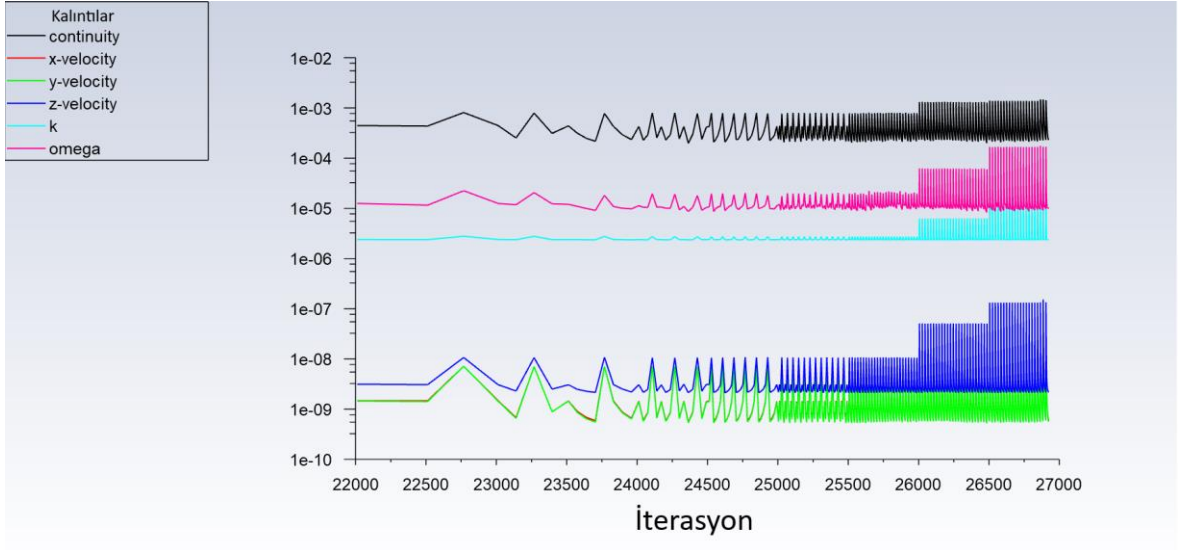
SMM metodu ve MRF metodu ile yapılan analiz sonuçlarının birbirine çok yakın çıkması nedeniyle SMM metodu referans deney sonuçlarını yakalamada daha başarılı olsa da uzun analiz süreleri ve yüksek işlem gücü gereksinimi nedeniyle kullanılması zor metoddur.

Tam geometri ve periyodik geometri ile yapılan analiz sonuçlarının birbirine çok çıkması nedeniyle her ne kadar tam geometri referans sonuçlarını yakalamada daha başarılı olsa da meshlenmesi için gerekli eleman sayısının periyodik geometrinin 4 katı olması sebebiyle uzun analiz süreleri ve yüksek CPU gücü gereksinimi duymaktadır. Bu nedenle periyodikliğin uygulanabileceği geometrilerde analiz sürelerinin kısaltılması ve düşük CPU gücü için periyodik geometrinin tercih edilmesi daha uygun olacaktır.

Şekil 5.30 ve 5.31’de sırasıyla $\lambda = 7$ ’deki momentum ve kalıntı grafikleri görülmektedir.

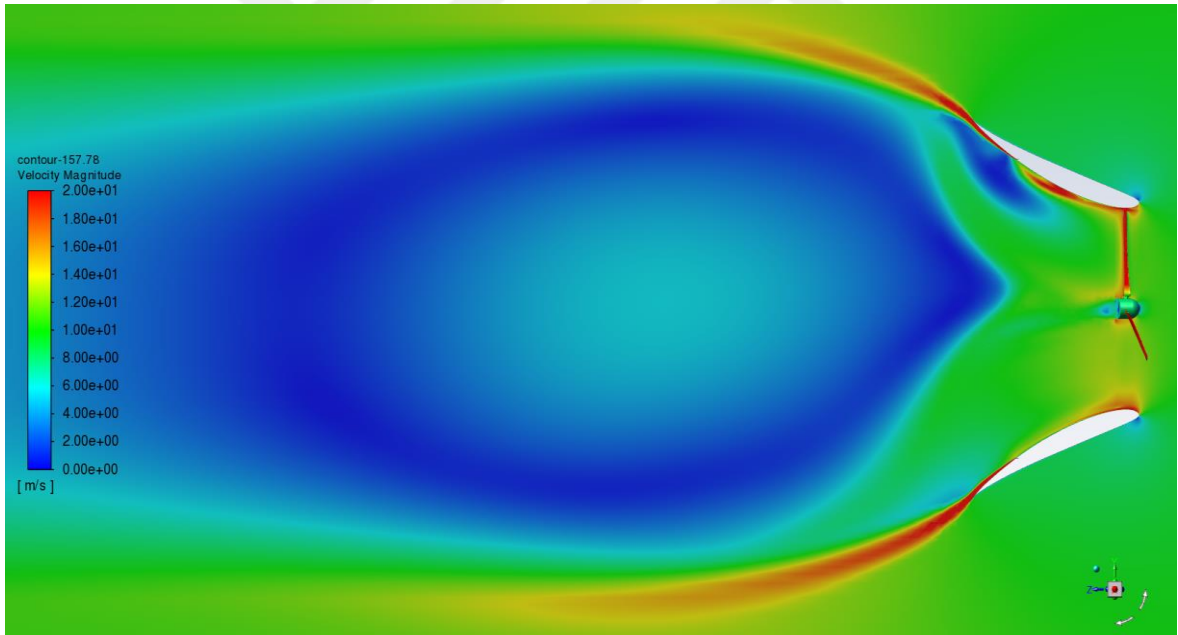


Şekil 5.30. $\lambda = 7$ ’de tam geometri SMM metodu ile yapılan analizde moment grafiği

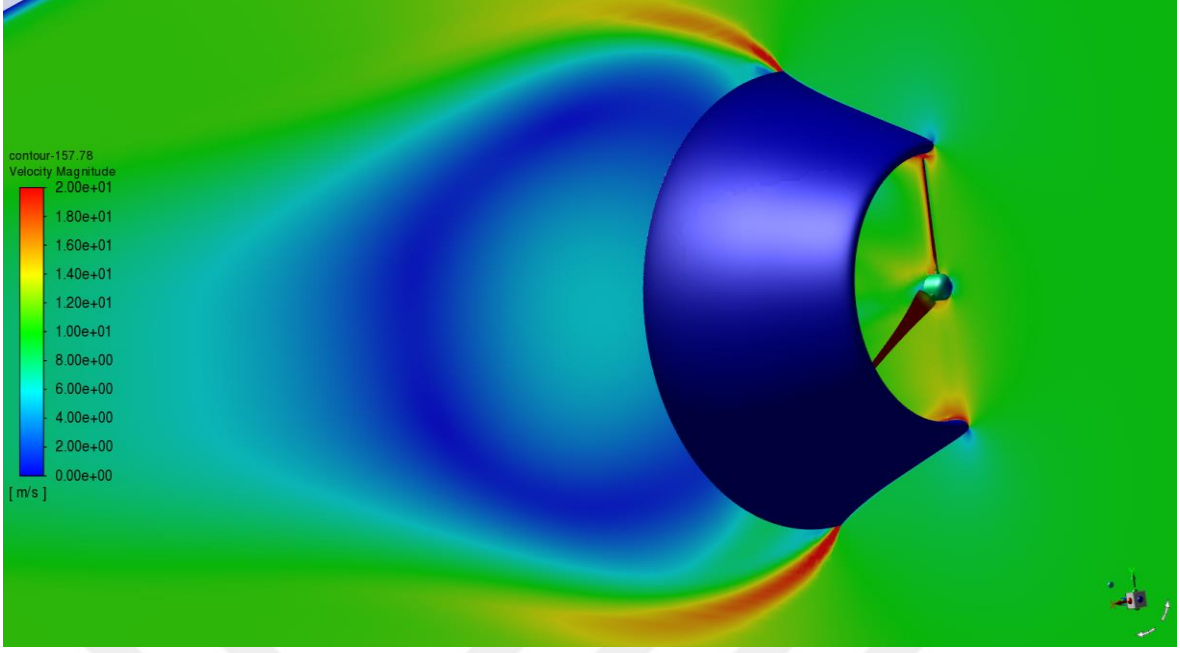


Şekil 5.31. $\lambda = 7$ 'de tam geometri SMM metodu ile yapılan analizde kalıntı grafiği

Aşağıdaki Şekil 5.32 ve 5.33'de tam geometride SMM metodu ile zamana bağlı çözülen $\lambda = 7$ 'deki hız dağılımları görülmektedir.



Şekil 5.32. $\lambda = 7$ 'deki tam geometride SMM metodu hız dağılım grafiği



Şekil 5.33. $\lambda = 7$ 'deki tam geometride SMM metodu yoğunlaştırıcılı hız dağılım grafiği

6. SONUÇ VE ÖNERİLER

6.1. Sonuçlar

Bu çalışmada sentetik jet uygulaması ile rüzgar türbini yoğunlaştırıcı performansına etkileri incelenmiştir. Çalışmada önce 2D Sentetik jet doğrulama çalışmaları yapılmış sonra optimizasyon çalışmaları ile kanat kesitli yoğunlaştırıcı bir türbinde, yoğunlaştırıcı üzerine yerleştirilen sentetik jet etkisiyle, yoğunlaştırıcı içerisindeki türbin önüne gelen akış hızını maksimum hale getiren yoğunlaştırıcı ve sentetik jet parametreleri bulunmuştur. Bulunan bu parametrelerle yoğunlaştırıcı yapı yeniden tasarlanmış sentetik jet etkisinin yoğunlaştırıcı performansına etkisi, sentetik jetli ve sentetik jetsiz yoğunlaştırıcı olmak üzere incelenmiştir. Analizler sonucunda sentetik jet'in yoğunlaştırıcı türbin performansına etkisi ortaya konulmuştur. Son olarak yoğunlaştırıcı türbinin 3D HAD analizine geçilmiştir. Periyodik ve tam geometri için akış alanı ve ağ yapısı oluşturulduktan sonra analizlerde önce periyodik geometri MRF metodu kullanılarak daha sonra ise tam geometri MRF ve SMM metodu kullanılarak değişik uç hız oranlarında ($\lambda = 3,4,5,6,7,8$)) tork değerleri farklı devir sayıları için elde edilip güç katsayıları hesaplanmıştır.

Bu çalışmada elde edilen sonuçlar;

- Kontrolsüz (sentetik jetsiz) durum için durma (stall) hücum açısı 16° ve durma sonrası (post stall) 20° olarak bulunmuştur. Kontrollü (sentetik jetli) durum için ise başlangıç parametreleri ile yapılan kontrollü akış analizlerinde durma (stall) başlangıç hücum açısını 19° çıkmış akış ayrılmasının 3° geciktirildiği görülmüştür. Mevcut çalışmada kontrolsüz duruma göre yaklaşık % 14,9 kaldırma katsayısı artışı elde edilmiştir.
- Optimizasyon sonucu elde edilen sonuçlar ile yapılan 2D HAD analizlerinde, Optimum yoğunlaştırıcı geometrisinde, türbini temsil eden disk üzerindeki hız değeri, serbest akış hızına göre ortalama olarak 1,33 kat yükselmiştir. Sentetik jetin yoğunlaştırıcı disk üzerindeki ortalama hızı flapsız duruma göre % 15, flaplı duruma göre % 9 ve optimizasyon sonucuna göre ise % 7 artırdığı görülmektedir. Dolayısıyla sentetik jet yoğunlaştırıcı üzerinde flap'a göre daha iyi performans göstermiştir.

- Kullanılan sentetik jetli yoğunlaştırıcılı sistemin, yoğunlaştırıcı içerisindeki hızı 1,33 kat arttırdığı dikkate alındığında rüzgardan üretilecek enerjinin minimum serbest rüzgar hızı yaklaşık olarak 3 m/s altına düşecektir. Rüzgardan elektrik üretilecek hız limitlerinin 3 m/s ile 20 m/s aralığında olacağı varsayılırsa, yılda rüzgardan üretilecek rüzgar enerji zamanının (kapasite faktörü) yükselecek ve buna bağlı olarak ülkenin rüzgardan enerji üretilbilecek rüzgar enerji potansiyeli artacaktır.
- Optimizasyon sonucuna göre sentetik jetin yoğunlaştırıcı tasarımında etkin parametreler; sentetik jetin hızı, sentetik jetin frekansı, sentetik jetin açısı ve hücum açısı olduğu, etkin olmayan parametrenin ise sentetik jetin konumu olduğu bulunmuştur.
- Yoğunlaştırıcı tasarımında maksimum hız artışını sağlayan optimum sentetik jet değerleri $F_{jet} = 58,89$ Hz, $\theta_{jet} = 26,16^\circ$, $X_{jet} = 0,675$ m, $U_{jet} = 140$ m/s, $\alpha = 24,1^\circ$ olarak elde edilmiştir.
- Periyodik ve tam geometride MRF metodu ile çözülen 3D HAD analizlerinde sentetik jetli- yoğunlaştırıcılı türbin, yalın türbin ve referans deney sonuçlarına göre $\lambda = 5,6,7,8$ uç hız oranlarında daha yüksek güç katsayıları (C_p) elde edilmiştir. Özellikle güç katsayısının (C_p) maksimum olduğu $\lambda = 7$ 'deki sonuçlara göre, güç katsayısında yalın türbin ve referans deney sonuçlarına göre yaklaşık 3,1 kat fazla değer elde edilmiştir.
- Periyodik ve tam geometride MRF metodu ile çözülen 3D HAD analizlerine göre güç katsayısı yaklaşık 3,1 kat olarak bulunmuştur. Daha önce yapılan flaplı-yoğunlaştırıcılı türbin çalışmasında yalın türbine göre güç katsayısındaki artış 2.58 kat olarak bulunmuştu. Sentetik jet ile flap'a göre yoğunlaştırıcılı türbinde 1.27 kat daha fazla güç artışı elde edilmiştir. Dolayısıyla sentetik jet flap'a göre yoğunlaştırıcılı türbinde daha iyi bir performans göstermiştir.
- Tam geometride SMM metodu ile zamana bağlı çözülen 3D HAD analizlerine göre sentetik jetli- yoğunlaştırıcılı türbin, yalın türbin ve referans deney sonuçlarına göre $\lambda = 5,6,7,8$ uç hız oranlarında daha yüksek güç katsayıları (C_p) elde edilmiştir. Özellikle $\lambda = 7$ 'deki güç katsayısında yalın

türbin ve referans deney sonuçlarına göre 3,125 kat fazla değer elde edilmiştir.

- Tam geometride SMM metodu ile çözülen 3D HAD analizlerine göre güç katsayısı yaklaşık 3,125 kat olarak bulunmuştur. Daha önce yapılan flaplı-yoğunlaştırıcı türbin çalışmasında yalın türbine göre güç katsayısındaki artış 2.58 kat olarak bulunmuştu. Sentetik jet ile flap'a göre yoğunlaştırıcı türbinde 1.275 kat daha fazla güç artışı elde edilmiştir. Dolayısıyla sentetik jet flap'a göre yoğunlaştırıcı türbinde daha iyi bir performans göstermiştir.
- SMM metodu ve MRF metodu ile yapılan analiz sonuçlarının birbirine çok yakın çıkması nedeniyle her ne kadar SMM metodu referans deney sonuçlarını yakalamada daha başarılı olsa da uzun analiz süreleri ve yüksek işlem gücü gereksinimi nedeniyle kullanılması zor metoddur. Bu nedenle HAD analizlerinde en kısa sürede sonuç veren MRF yönteminin kullanılmasının yeterli olduğu görülmüştür.
- Tam geometri ve periyodik geometri ile yapılan analiz sonuçlarının birbirine çok çıkması nedeniyle her ne kadar tam geometri referans sonuçlarını yakalamada daha başarılı olsa da meshlenmesi için gerekli eleman sayısının periyodik geometrinin 4 katı olması sebebiyle uzun analiz süreleri ve yüksek CPU gücü gereksinimi duymaktadır. Bu nedenle periyodikliğin uygulanabileceği geometrilerde analiz sürelerinin kısaltılması ve düşük CPU gücü için periyodik geometrinin tercih edilmesi daha uygun olacaktır.

6.2. Öneriler

Yoğunlaştırıcı üzerine sentetik jet yerleştirilerek yoğunlaştırıcı türbinin 3D HAD analizine yapılmıştır. Analizlerde periyodik geometri ve tam geometri için akış alanı ve ağ yapısı oluşturulduktan sonra önce periyodik geometri MRF metodu kullanılarak daha sonra ise tam geometri MRF ve SMM metodu kullanılarak değişik uç hız oranlarında ($\lambda = 3,4,5,6,7,8$)) tork değerleri farklı devir sayıları için elde edilip güç katsayıları hesaplanmıştır. Yapılan hesaplamalar sonucunda $\lambda=7$ 'deki güç katsayısında yalın türbin ve referans deney sonuçlarına göre 3,125 kat fazla değer elde edilmiştir.

Yoğunlaştırıcı üzerine yerleştirilen sentetik jetle ilgili parametre ve seviyeleri yapılan optimizasyon çalışması sonucu elde edilmiştir. Bu parametrelerden sentetik jetin konumu, etkin olmayan parametre olarak belirlenmiştir. Bundan sonraki yapılacak çalışmalarda kanat üzerindeki sentetik jetin konumunun değiştirilerek güç katsayısı (C_p) üzerinde bir etkisinin olup olmadığı araştırılabilir. Yoğunlaştırıcı üzerinde son dönemde farklı alanlarda sıkça kullanılan plazma aktüatörleri gibi bir aktüatör kullanılarak sentetik jetli aktüatörlerle karşılaştırılabilir. Ayrıca aktif kontrol yöntemi olarak kullanılan bu aktüatörler yoğunlaştırıcı üzerinde pasif akış kontrol sistemleri ile birlikte kullanılabilir mi bu konu araştırılabilir. Bulunan sonuçlar sentetik jetli aktüatörlerle karşılaştırılabilir.



KAYNAKLAR

- [1] IEA World Energy Outlook 2019 [Online]. Available: iea.org/reports/world-energy-outlook-2019
- [2] Statista, “Global cumulative installed wind power capacity from 2001 to 2022 [Online]. Available: statista.com/statistics/268363/installed-wind-power-capacity-worldwide
- [3] “Türkiye Rüzgâr Enerjisi Potansiyeli Atlası” (REPA-V1) [Online]. Available: enerji.gov.tr/tr-TR/Sayfalar/Ruzgar,
- [4] World Bank Group, “Going Global-Expanding Offshore Wind To Emerging Markets”, Ekim 2019
- [5] TEİAŞ, “2021 Mart ayı kurulu güç raporu”, [Online]. Available: teias.gov.tr/tr-TR/kurulu-guc-raporlari
- [6] “Türkiye Ulusal Enerji Planı 2022” belgesi 2020-2035 [Online]. Available: enerji.gov.tr/Turkiye_Ulusal_Enerji_Planı/
- [7] Elibüyük U., Üçgül İ., “Rüzgâr Türbinleri, Çeşitleri Ve Rüzgâr Enerjisi Depolama Yöntemleri”, *Süleyman Demirel Üniversitesi (Journal of YEKARUM)* Yıl 2014/Cilt 2/Sayı 3
- [8] Y. Ohya, T. Karasudani, A. Sakurai, K. ichi Abe, and M. Inoue, “Development of a shrouded wind turbine with a flanged concentrator,” *J. Wind Eng. Ind. Aerodyn.*, vol. 96(5), pp. 524-539, 2008.
- [9] F. A. Van Dorst, “An improvement rotor design for a diffuser augmented wind turbine,” M.S. thesis, Faculty of Aerospace Engineering, Delft University of Technology, Delft, Netherlands, 2011.
- [10] M. R. Shives, “Hydrodynamic modeling, optimization and performance assessment for ducted and non-ducted tidal turbines,” M.S. thesis, Dept. Mech. Eng., Carleton University, Ottawa, Canada, 2008.

- [11] K. Abe, Y. Ohya, “An investigation of flow fields around flanged diffusers using CFD,” *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, vol. 92, pp. 315-330, 2004.
- [12] “Kanat profilinin yüzeyi üzerinde gelişen sınır tabakası kavramı” [Online]. Available: eaglepubs.erau.edu/introductiontoaerospaceflightvehicles/introduction-to-boundary-layers/ [Online]. Available
- [13] Cattafesta L.N., “Flow Control: fundamentals, advances and applications”, *Von Karman Institute (VKI)- Lecture Series*, Brussels, Belgium 2009.
- [14] Cattafesta L.N., Song Q., Williams D.R., Rowley C.W., and Alvi F.S., “Active Control of Flow-Induced Cavity Oscillations”. *Progress in Aerospace Sciences*. Vol. 44, pp. 479-502, 2008.
- [15] Moreau E., “Airflow control by non-thermal plasma actuators” *J. Phys. D Appl. Phys.*, 36, 40-605, 2007.
- [16] Erdoğan, F., “Yükseltilmiş d-optimal dizayn yöntemi kullanılarak mühendislik dizaynlarında etkinliğin geliştirilmesi sentetik jet dizayn optimizasyon çalışması” *Havacılık ve Uzay Teknolojileri Dergisi*, 3, 51-63, 2007.
- [17] Mane P., Mossi K. and Bryant R., “Synthetic jets with piezoelectric diaphragms” *Active materials: Behavior and Mechanics*, 5761, 233-243, 2005.
- [18] Hong M.H., Cheng S.Y., Zhong, “S. Effect of geometric parameters on synthetic jet: A review”. *Phys. Fluids* 2020, 32, 031301.
- [19] P. Strzelczyk, P. Gil, “Properties of velocity field in the vicinity of synthetic jet Generator” *Journal of Physics: Conference Series* 760 (2016) 012029 doi:10.1088/1742-6596/760/1/012029
- [20] E.Montazer, M.Mirzaei, E.Salami, T.A.Ward, F.I.Romli and S.N.Kazi, “Optimization of a synthetic jet actuator for flow control around an airfoil”, *IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering* 152 (2016) 012023 doi:10.1088/1757-899X/152/1/012023

- [21] Gilarranz J. L., Traub L. W., Rediniotis O. K., “Characterization of a Compact , High- Power Synthetic Jet Actuator for Flow Separation Control,” in *40th AIAA Aerospace Sciences Meeting & Exhibit, no. January, American Institute of Aeronautics and Astronautics*, 2002, p. 28
- [22] K. Taylor, C.M. Leong, M. Amitay, “Load control on a dynamically pitching fi-nite span wind turbine blade using synthetic jets”, *Wind Energy* 18(10) (2015) 1759–1775.
- [23] H. Zhu, W. Hao, C. Li, Q. Ding, B. Wu, “Application of flow control strategy of blowing, synthetic and plasma jet actuators in vertical axis wind turbines”, *Aerosp. Sci. Technol.* 88 (2019) 468–480.
- [24] I. Aramendia-Iradi, U. Fernandez-Gamiz, J. Sancho-Saiz, E. Zulueta-Guerrero, “State of the art of active and passive flow control devices for wind turbines”, *DYNA* 91(5) (2016) 512–516.
- [25] A. Seifert, A. Darabi, I. Wyganski, “Delay of airfoil stall by periodic excitation”, *J.Aircr.* 33(4) (1996) 691–698.
- [26] M. Meunier, “Simulation and optimization of flow control strategies for novel high-lift configurations”, *AIAA J.* 47(5) (2009) 1145–1157.
- [27] R. Duvigneau, M. Visonneau, “Simulation and optimization of stall control for an airfoil with a synthetic jet”, *Aerosp. Sci. Technol.* 10(4) (2006) 279–287.
- [28] S. Cao, Y. Li, J. Zhang, Y. Deguchi, “Lagrangian analysis of mass transport and its influence on the lift enhancement in a flow over the airfoil with a synthetic jet”, *Aerosp. Sci. Technol.* 86 (2019) 11–20.
- [29] S.Cao, N.Danga, Z.Rena, J.Zhanga, Y.Deguchib, “Lagrangian analysis on routes to lift enhancement of airfoil bysynthetic jet and their relationships with jet parameters” *Aerosp. Sci. Technol.* 104 (2020) 105947
- [30] E. Erler, E. Akçayöz, İ. H. Tuncer, “Sentetik jet parametrelerinin eliptik profil ve kanat kesidi üzerindeki akışın kontrolü için yanıt yüzeyi yöntemi ile

- eniyeleştirilmesi” II. *Ulusal havacılık ve uzay konferansı* UHUK-2008-030,15-17 Ekim 2008, İTÜ, İstanbul
- [31] M. De Giorgi, C. De Luca, A. Ficarella, F. Marra, “Comparison between synthetic jets and continuous jets for active flow control: application on a NACA 0015 and a compressor stator cascade”, *Aerosp. Sci. Technol.* 43 (2015) 256–280.
- [32] Parthasaraty T., Das, S. P., “Some aspects of flow control over a NACA0015 airfoil using synthetic jets,” *J. Phys. Conf. Ser.*, vol. 822, no. 1, p. 12009, 2017.
- [33] Mayuresh Neve, V. R. Kalamkar, Akshay Wagh, “Numerical analysis of NACA aerofoil using synthetic jet”, *Proceedings of the ASME 2017 Gas Turbine India Conference GTINDIA2017*, December 7-8, 2017, Bangalore, India
- [34] L.W. Traub, A. Miller, O. Rediniotis, “Effects of synthetic jet actuation on a ramping NACA 0015 airfoil”, *J.Aircr.* 41(5) (2004) 1153–1162.
- [35] D. You, P.Moin, “Active control of flow separation over an airfoil using synthetic jets” *Journal of Fluids and Structures* 24(2008)1349–1357
- [36] Agha A., Chaudhry H.N., Wang F., “Diffuser Augmented Wind Turbine (DAWT) Technologies: A Review”. *Int. J. Renew. Energy Res.* 2018, 8, 1369–1385.
- [37] Lilley G.M., Rainbird W.J. A, “Preliminary Report on the Design and Performance of Ducted Windmills”, *College of Aeronautics: Cranfield, UK*, 1956.
- [38] Foreman K., Gilbert B., Oman R., “Diffuser augmentation of wind turbines”. *Sol. Energy* 1978, 20, 305–311.
- [39] Igra O., “Research and development for shrouded wind turbines”. *Energy Convers. Manag.* 1981, 21, 13–48.
- [40] Hansen M.O.L., Sørensen N.N., Flay R.G.J., “Effect of Placing a Diffuser around a Wind Turbine”. *Wind Energy* 2000, 3, 207–213.
- [41] Jamieson P.M. Beating “Betz: Energy Extraction Limits in a Constrained Flow Field”. *J. Sol. Energy Eng.* 2009, 131, 031008.

- [42] Kanya B., Visser K.D., “Experimental validation of a ducted wind turbine design strategy”. *Wind Energy Sci.* 2018, 3, 919–928.
- [43] Jafari S., Kosasih B., “Flow analysis of shrouded small wind turbine with a simple frustum diffuser with computational fluid dynamics simulations”. *J. Wind Eng. Ind. Aerodyn.* 2014, 125, 102–110.
- [44] Nunes M.M., Junior A.C.P.B., Oliveira T.F., “Systematic review of diffuser-augmented horizontal-axis turbines”. *Renew. Sustain. Energy Rev.* 2020, 133, 110075.
- [45] Sridhar S., Zuber M., Shenoy S., Kumar A., Ng E.Y., Radhakrishnan J., “Aerodynamic comparison of slotted and non-slotted diffuser casings for Diffuser Augmented Wind Turbines (DAWT)”. *Renew. Sustain. Energy Rev.* 2022, 161, 112316.
- [46] Koç, E., Yavuz, T., “Effect of Flap on the Wind Turbine-Concentrator Combination”. *Int. J. Renew. Energy Res.* 2019, 9, 551–560.
- [47] Auyanet A.G., Verdin P.G., “Numerical Study of the Effect of Flap Geometry in a Multi-Slot Ducted Wind Turbine”, *Sustainability MDPI*, vol. 14(19), pages 1-17, September 2022
- [48] Bai C.J., Wang W.C., “Review of computational and experimental approaches to analysis of aerodynamic performance in horizontal-axis wind turbines (HAWTs)”. *Renew. Sustain. Energy Rev.* 2016, 63, 506–519.
- [49] Toja-Silva F., Kono T., Peralta C., Lopez-Garcia O., Chen J. A., “Review of computational fluid dynamics (CFD) simulations of the wind flow around buildings for urban wind energy exploitation”. *J. Wind Eng. Ind. Aerodyn.* 2018, 180, 66–87.
- [50] Ferrari G., Federici D. Schito P. Inzoli F. Mereu R., “CFD study of Savonius wind turbine: 3D model validation and parametric analysis”. *Renew. Energy* 2017, 105, 722–734.
- [51] Troldborg N., Sørensen N.N., Zahle F., Réthoré P.E. “Simulation of a MW rotor equipped with vortex generators using CFD and an actuator shape model”. *In*

Proceedings of the 53rd AIAA Aerospace Sciences Meeting, Kissimmee, FL, USA, 5–9 January 2015; p. 1035.

- [52] Siddiqui M.S., Rasheed A., Tabib M., Kvamsdal T., “Numerical investigation of modeling frameworks and geometric approximations on NREL 5MW wind turbine”. *Renew. Energy* 2019, 132, 1058–1075.
- [53] Krogstad P.A., Lund J., “An experimental and numerical study of the performance of a model turbine”. *Wind Energy* 2012, 15, 443–457.
- [54] Guo Q., Zhou L., Wang Z., “Comparison of BEM-CFD and full rotor geometry simulations for the performance and flow field of a marine current turbine”. *Renew. Energy* 2015, 75, 640–648.
- [55] Siddiqui M.S., Khalid M.H., Badar A.W., Saeed M., Asim T., “Parametric Analysis Using CFD to Study the Impact of Geometric and Numerical Modeling on the Performance of a Small Scale Horizontal Axis Wind Turbine”. *Energies* 2022, 15, 505., doi:10.3390/en15020505
- [56] Tabib M., Siddiqui M.S., Rasheed A., Kvamsdal T., “Industrial scale turbine and associated wake development-comparison of RANS based actuator line vs sliding mesh interface vs multiple reference frame method”. *Energy Procedia* 2017, 137, 487–496.
- [57] Kutluca T.O., Koç E., Yavuz T., “Synthetic jet application in the wind turbine concentrator design” *Energy Sources, Part A: Recovery, Utilization, and Environmental Effects*, Volume 45, 2023 - Issue 2 doi:10.1080/15567036.2023.2208072
- [58] Tabib M., Rasheed A., Siddiqui M.S., Kvamsdal T., “A full-scale 3D Vs 2.5D Vs 2D analysis of flow pattern and forces for an industrial-scale 5MW NREL reference wind-turbine”. *Energy Procedia* 2017, 137, 477–486.
- [59] Siddiqui M.S., Rasheed A., Tabib M., Kvamsdal T., “Numerical modeling framework for wind turbine analysis & atmospheric boundary layer interaction”. In *Proceedings of the 35th Wind Energy Symposium*, Grapevine, TX, USA, 9–13

January 2017; p. 1162.

- [60] Ingram G., “Wind Turbine Blade Analysis using the Blade Element Momentum Method” Version 1.1, *Durham University*, October 18, 2011
- [61] Belloni C., “Hydrodynamics of Ducted and Open-Centre Tidal Turbines” Balliol College University of Oxford, A thesis submitted for the degree of Doctor of Philosophy 2013
- [62] ANSYS Fluent Theory Guide 15.0 “Turbulence” p.39-130
- [63] Davidson P., “Turbulence: An Introduction for Scientists and Engineers”. *OUP Oxford*, 2015.
- [64] Spalart P., Allmaras S., “A one-equation turbulence model for aerodynamic flows,” *30th Aerosp. Sci. Meet. Exhib.*, no. January, 1992.
- [65] Bardina J. E., Huang P.G., Coakley T.J., “Turbulence Modeling Validation, Testing, and Development” *Article in NASA Technical Memorandum*, May 1997
- [66] Wilcox D.C, “Turbulence Modeling for CFD” third edition 2006 by *DCW Industries, Inc.*, p 122-128
- [67] Menter F.R., “Zonal Two Equation k- ω Turbulence Models For Aerodynamic Flows” *23rd Fluid Dynamics, Plasmadynamics, and Lasers Conference*, Published Online:22 Aug 2012, doi:10.2514/6.1993-2906
- [68] ANSYS Fluent Theory Guide 15.0 “Flows with Moving Reference Frames”p.56-59
- [69] ANSYS Fluent Theory Guide 12.0 “Flows Using Sliding and Deforming Meshes” p.69-78
- [70] ANSYS Fluent UDF Manual r15.0, [Online]. Available: [studylib.net > doc > ansys-fluent-udf-manual-r15](http://studylib.net/doc/ansys-fluent-udf-manual-r15).
- [71] Zhong S., Jabbar M., Tang H., Garcillan L., Guo F. S., Wood N., and Warsop C., “Towards the design of synthetic-jet actuators for full-scale flight conditions”, *Part 1: the fluid mechanics of synthetic-jet actuators. Flow, Turbulence and*

Combustion, 2007, 78(3–4): 283–307

- [72] Z. L. Tang, J. D. Sheng, G. D. Zhang & J. Periaux, “Large-scale separation flow control on airfoil with synthetic jet”, *International Journal of Computational Fluid Dynamics*, 32:2-3, 104-120, (2018) doi: 10.1080/10618562.2018.1508656
- [73] Zhao Guoqing, Zhao Qijun, “Parametric analyses for synthetic jet control on separation and stall over rotor airfoil”, *Chinese Journal of Aeronautics*, (2014),27(5): 1051–1061
- [74] Jianjun Feng, Yuan Lin, Guojun Zhu and Xingqi Luo, “Effect of synthetic jet parameters on flow control of an aerofoil at high Reynolds number” (2019) 44:190 *Indian Academy of Sciences*, doi:10.1007/s12046-019-11732Sadhana(0123456789)
- [75] Wencheng Li, Dongping Jin, Yonghui Zhao, “Efficient nonlinear reduced-order modeling for synthetic-jet-based control at high angle of attack” *Aerospace Science and Technology* 62 (2017) 98–107
- [76] Junkyu Kim, Young Min Park, Junseong Lee, Taesoon Kim, Minwoo Kim, Jiseop Lim and Solkeun Jee, “Numerical Investigation of Jet Angle Effect on Airfoil Stall Control”, *Appl. Sci.* 2019, 9, 2960, doi:10.3390/app9152960
- [77] H.Esmaeili Monir, M.Tadjfar, A. Bakhtian, “Tangential syn-thetic jets for separation control”, *Journal of Fluids and Structures*, Volume 45, 2014, doi:10.1016/j.jfluidstructs.2013.11.011.
- [78] ANSYS Inc., “Lecture5: Solver Settings”, [Online]. Available: imechanica.org/files/fluent_13.0_lecture05-solver-settings.pdf
- [79] N.W. Cresswell, “The generation potential of concentrator augmented tidal stream turbines,” PhD Thesis, Durham University, Durham, United Kingdom, 2014.
- [80] Ranade S.S. and Thiagarajan P., “Selection of a design for response surface” *IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering* 263 (2017) 022043 doi:10.1088/1757-899X/263/2/022043
- [81] D. J. Mavriplis, “Handbook of Computational Fluid Mechanics,” *Academic Press*,

1996, sec. 7, pp. 417-459.

- [82] Field, Andy, “Discovering Statistics Using SPSS”, (Third Edition), *Sage Publications Ltd.*, London (2009)

- [83] Rahman M., Maroha E., Shahat A. E., Soloiu V., Ilie M., “Aerodynamic Performance and Vibration Analyses of Small Scale Horizontal Axis Wind Turbine with Various Number of Blades”, *Journal of Power and Energy Engineering*, 6, 76-105., doi:10.4236/jpee.2018.66006

