



**TÜRBİN-KANAL TASARIMININ H-DARRIEUS RÜZGÂR TÜRBİN
PERFORMANSINA ETKİSİNİN DENEYSEL VE SAYISAL İNCELENMESİ**

Himmet Erdi TANÜRÜN

DOKTORA TEZİ
ENERJİ SİSTEMLERİ MÜHENDİSLİĞİ ANA BİLİM DALI

GAZİ ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

HAZİRAN 2022

ETİK BEYAN

Gazi Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Tez Yazım Kurallarına uygun olarak hazırladığım bu tez çalışmada;

- Tez içinde sunduğum verileri, bilgileri ve dokümanları akademik ve etik kurallar çerçevesinde elde ettiğimi,
- Tüm bilgi, belge, değerlendirme ve sonuçları bilimsel etik ve ahlak kurallarına uygun olarak sunduğumu,
- Tez çalışmada yararlandığım eserlerin tümüne uygun atıfta bulunarak kaynak gösterdiğimi,
- Kullanılan verilerde herhangi bir değişiklik yapmadığımı,
- Bu tezde sunduğum çalışmanın özgün olduğunu,

bildirir, aksi bir durumda aleyhime doğabilecek tüm hak kayıplarını kabullendiğimi beyan ederim.

Himmet Erdi TANÜRÜN
16/06/2022

TÜRBİN-KANAL TASARIMININ H-DARRIEUS RÜZGÂR TÜRBİN PERFORMANSINA ETKİSİNİN DENEYSEL VE SAYISAL İNCELENMESİ

(Doktora Tezi)

Himmet Erdi TANÜRÜN

GAZİ ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

Haziran 2022

ÖZET

Bu çalışmada, farklı kanal çeşitleri ile birleştirilmiş H-Darrieus türbinlerinin güç performansının deneysel ve sayısal olarak araştırılması amaçlanmıştır. Hesaplamalarda çeşitli kanal tipleri entegre edilerek elde edilen H-Darrieus türbin modelleri, difüzör (M1), nozul-difüzör (M2), difüzör-flanş (M3) ve nozul-difüzör-flanş (M4) olarak ele alınmıştır. Sayısal analizler ANSYS-Fluent yazılım programı ile yapılmıştır. Deneysel çalışmalar prony fren dinamometre sistemi kullanılarak gerçekleştirilmiştir. İlk olarak, tasarlanan kanal modellerinin içinde türbin olmadığı durum için, kanal içindeki hızlanma oranı ve akış karakteristiği sayısal olarak incelenmiştir. Ardından, M1, M2, M3 ve M4 türbin modelleri için güç (C_P) ve tork (C_T) katsayıları hesaplanmış ve geleneksel temel türbin (B1) ile karşılaştırılmıştır. 1 TSR'de C_P açısından kıyaslandığında, M3 modeli B1'e göre %61,32 daha yüksek bir değere sahiptir. Diğer yandan M3 modeli ile B1 modeli arasındaki en yüksek C_P farkı %87,32 ile 1,4 TSR'de gerçekleşmiştir. Bu sonuçlara göre H-Darrieus türbin modellerine kanal yapısının monte edilmesiyle oluşan kanal-türbin sisteminin, güç performansını dikkate değer bir şekilde geliştirdiği tespit edilmiştir.

Bilim Kodu : 92806

Anahtar Kelimeler : Kanal, H-Darrieus türbin, güç katsayısı, CFD,

Sayfa Adedi : 103

Danışman : Prof. Dr. Adem ACIR

EXPERIMENTAL AND NUMERICAL INVESTIGATION OF THE EFFECT OF TURBINE-CHANNEL DESIGN IN H-DARRIEUS WIND TURBINE PERFORMANCE

(Ph. D. Thesis)

Himmet Erdi TANÜRÜN

GAZİ UNIVERSITY

GRADUATE SCHOOL OF NATURAL AND APPLIED SCIENCES

June 2022

ABSTRACT

In this study, it is aimed to experimentally and numerically investigate the power performance of H-Darrieus turbines combined with various channel types. In the calculations, H-Darrieus turbine models obtained by integrating various channel types are considered as diffuser (M1), nozzle-diffuser (M2), diffuser-flange (M3), and nozzle-diffuser-flange (M4). Numerical analyzes were obtained with the ANSYS-Fluent software program. Experimental studies were carried out using the prony brake dynamometer system. First, the speed-up ratio and flow characteristics in the wind-lens channels were numerically investigated for the case where there is no turbine in the designed wind-lens channels models. Then, the power (C_P) and torque (C_T) coefficients for the M1, M2, M3, and M4 turbine models were calculated and compared with the conventional base turbine (B1). When compared in terms of C_P at 1 TSR, the M3 model has a 61,32% higher value than the B1. On the other hand, the highest C_P difference between the M3 model and the B1 model was realized in 1,4 TSR with 87,32%. According to these results, it has been determined that the channel-turbine system obtained by integrating the channel structure into the H-Darrieus turbine models significantly improves the power performance.

Science Code : 92806

Key Words : Channel, H-Darrieus turbine, power coefficients, CFD,

Page Number : 103

Supervisor : Prof. Dr. Adem ACIR

TEŞEKKÜR

Tezimin fikir aşamasından sonuçlandırılmasına kadar geçen süreçte bilgi ve deneyimini benden hiç esirgemeyen, ayrıca her konuda desteğini gördüğüm, mesleki anlamda görüşleri ile her zaman yardımcı olan tez danışmanım Prof. Dr. Adem ACIR'a saygı ve teşekkürlerimi sunarım.

Doktora tezim süresince değerli katkı ve desteklerini benden esirgemeyen Tez İzleme Komitesi üyelerim Prof. Dr. İlker Yılmaz ve Doç. Dr. Serhat KARYEYEN'e teşekkürü borç bilirim. Doktora eğitimim boyunca bir mensubu olmaktan gurur duyduğum Gazi Üniversitesi Enerji Sistemleri Mühendisliği Bölümü'nün kıymetli hocaları ve değerli mesai arkadaşlarıma tüm destek ve yardımlarından dolayı teşekkür ederim.

Bütün ömrüm boyunca yaşadığım tüm başarılarda yanımda olan, zorlukları kolaylıkla aşmam için maddi ve manevi elinden geleni yapan çok sevgili aileme sonsuz şükranlarımı sunarım. Aynı zamanda sevgili eşim Yasemin TANÜRÜN ve biricik oğlum Doruk TANÜRÜN'e bu zorlu süreçte yanımda oldukları, daima anlayış ve sabırla beni destekledikleri ve en güzel günlerimin sebebi oldukları için çok teşekkür ederim.

İÇİNDEKİLER

	Sayfa
ÖZET	iv
ABSTRACT.....	v
TEŞEKKÜR.....	vi
İÇİNDEKİLER	vii
ÇİZELGELERİN LİSTESİ.....	x
ŞEKİLLERİN LİSTESİ.....	xi
RESİMLERİN LİSTESİ	xiii
SİMGELER VE KISALTMALAR.....	xiv
1. GİRİŞ.....	1
2. RÜZGÂR TÜRBİNLERİ.....	13
2.1. Rüzgâr Türbinlerinin Tarihçesi.....	13
2.2. Rüzgâr Türbini Çeşitleri	15
2.2.1. Yatay eksenli rüzgâr türbini (YERT).....	15
2.2.2. Dikey eksenli rüzgâr türbini (DERT)	16
2.3. H-Darrieus Rüzgâr Türbini Dizayn Parametreleri	20
2.3.1. Türbin süpürme alanı	21
2.3.2. Kanat uç hız oranı	22
2.3.3. Türbin kanat sayısı	22
2.3.4. Türbin en-boy oranı	23
2.3.5. Türbin sağlamlığı	23
2.3.6. Türbin kanat profili	24
2.3.7. Türbin kanadı eğim açısı.....	24
2.4. DERT'in Aerodinamiği	24

	Sayfa
2.4.1. Aktüatör disk teorisi ve Betz limiti	24
2.4.2. Tek kanatlı H-Darrieus tipi DERT'in aerodinamiği.....	30
2.5. DERT'lerde Performans Analizi Metodolojisi	33
2.5.1. Tek akış tüpü modeli.....	33
2.5.2. Çoklu akış tüpü modeli (MST)	35
2.5.3. Çift çoklu akış tüpü modeli (DMST)	36
3. DENEYSEL ÇALIŞMA.....	39
3.1. Deney Düzenegi.....	39
3.2. Hata Analizi	45
4. H-DARRIEUS RÜZGÂR TÜRBİNİ SAYISAL MODELLENMESİ	47
4.1. Model Geometrisi ve Akış Alanı	47
4.1.1. Model geometrisi	47
4.1.2. Türbin kanal yapısı	49
4.2. Ağ Örgüsü Yapısı	51
4.3. Ağ Örgüsü Bağımsızlığı	52
4.4. Zaman Adımı Bağımsızlığı.....	54
4.5. Tur Sayısından Bağımsızlık.....	55
4.6. Türbülans Modeli.....	56
4.6.1. Realizable k- ϵ türbülans modeli.....	59
4.6.2. SST k- ω türbülans modeli.....	60
5. SONUÇ VE TARTIŞMALAR	63
5.1. Doğrulama ve Türbülans Modeli	63
5.2. Kanal Yapısı Analizi.....	64
5.3. Kanal Yapısı ile Birlikte H-Darrieus Türbininin Analizi	69

Sayfa

6. SONUÇ VE ÖNERİLER.....	89
KAYNAKLAR	91
ÖZGEÇMİŞ	101



ÇİZELGELERİN LİSTESİ

Çizelge	Sayfa
Çizelge 3.1. Ölçüm cihazı belirsizlikleri	46
Çizelge 3.2. Hesaplamalar için maksimum belirsizlikler	46
Çizelge 4.1. Temel türbinin geometrik parametreleri (B1)	48
Çizelge 4.2. Rüzgâr türbini kanal parametreleri	50
Çizelge 4.3. Farklı θ açısı artışları için ortalama güç katsayısı.....	55
Çizelge 4.4. Eş. 4.17'deki parametrelerin tanımlamaları.....	60

ŞEKİLLERİN LİSTESİ

Şekil	Sayfa
Şekil 2.1. H-Darrius rüzgâr türbini süpürme alanı.....	21
Şekil 2.2. DERT’lerde farklı β değerlerinin şematik gösterimi	24
Şekil 2.3. Kontrol hacmi boyunca hava akışı	25
Şekil 2.4. Aktüatör boyunca hız ve basınç dağılımı	28
Şekil 2.5. Kanadın konumuna göre hız bileşenlerini gösterilen dört kanatlı bir DERT’in üstten görünümü.....	30
Şekil 2.6. Aktüatör disk modeli	33
Şekil 2.7. Tekli akış tüpü modeli	34
Şekil 2.8. Tekli akış tüpü modeli	35
Şekil 2.9. Çoklu akış tüpü modeli.....	36
Şekil 2.10. Çift çoklu akış tüpü.....	37
Şekil 4.1. NACA-0021 kanat modelinin aerodinamik şekli	47
Şekil 4.2. DERT’in dönme ve akış hacmi alanının kesit görünümü.....	49
Şekil 4.3. DERT kanal yapısının boyutları	50
Şekil 4.4. M4 modeli ağ dağılımı.....	51
Şekil 4.5. H-Darrieus rüzgâr türbini aerodinamik performansına ızgara sayısının etkisi	53
Şekil 4.6. $TSR = 1$ 'de 90° θ açısı için temel türbin için y^+	54
Şekil 4.7. 1 TSR’de B1 türbin modelinin tur sayısının C_p üzerindeki etkisi	56
Şekil 5.1. 2 farklı türbülans modeliyle deneysel çalışmanın, Elkhourly sonuçlarıyla C_p açısından karşılaştırılması.....	64
Şekil 5.2. X-ekseni boyunca 4 kanal modelinin rüzgâr hızı dağılımı	65
Şekil 5.3. a) difüzör b) nozul-difüzör c) difüzör-flanş d) nozul-difüzör-flanş kanalları etrafındaki rüzgâr akışının akım çizgisi gösterimi	66
Şekil 5.4. a) difüzör b) nozul-difüzör c) difüzör-flanş d) nozul-difüzör-flanş kanallarında hız kontürleri	67
Şekil 5.5. a) difüzör b) nozuldifüzör c) difüzör-flanş d) nozul-difüzör-flanş kanalında basınç kontürü.....	68

Şekil	Sayfa
Şekil 5.6. Çeşitli TSR'de B1 ve M3 türbinlerinin deneysel ve sayısal sonuçları ile M1, M2 ve M4 türbinlerinin sayısal sonuçlarının karşılaştırılması.....	70
Şekil 5.7. B1, M1, M2, M3 ve M4 türbinlerinin bir devri sırasında θ 'daki anlık C_T değeri a) 0,6 b) 1 c) 1,4 d) 1,8 TSR	73
Şekil 5.8. B1, M1, M2, M3 ve M4 türbinlerinin bir kanadının dönüşü sırasında θ 'daki anlık C_{T1} değeri a) 0,6 b) 1 c) 1,4 d) 1,8 TSR	76
Şekil 5.9. 0,6 TSR'de a) difüzör b) nozul-difüzör c) difüzör-flanş d) nozul-difüzör-flanş türbin modellerinin basınçlı akım çizgileri	78
Şekil 5.10. 1 TSR'de a) difüzör b) nozul-difüzör c) difüzör-flanş d) nozul-difüzör-flanş türbin modellerinin basınçlı akım çizgileri	79
Şekil 5.11. 1,4 TSR'de a) difüzör b) nozul-difüzör c) difüzör-flanş d) nozul-difüzör-flanş türbin modellerinin basınçlı akım çizgileri	80
Şekil 5.12. 1,8 TSR'de a) difüzör b) nozul-difüzör c) difüzör-flanş d) nozul-difüzör-flanş türbin modellerinin basınçlı akım çizgileri	81
Şekil 5.13. 1 TSR'de a) difüzör b) nozul-difüzör c) difüzör-flanş d) nozul-difüzör-flanş türbin modellerinin hız kontürleri	82
Şekil 5.14. Çeşitli θ açılarında B1 ve M3 modellerinde basınç konturu	84
Şekil 5.15. Çeşitli θ açılarında B1 ve M3 modellerindeki türbülans kinetik enerjisi	85
Şekil 5.16. 90 ve 210° θ açısında B1 ve M3 türbinlerinin akım çizgileri ve girdap kontürleri.....	86

RESİMLERİN LİSTESİ

Resim	Sayfa
Resim 2.1. Afganistan sınır bölgesindeki Sistan Havzası'ndaki DERT'lere bir örnek ...	13
Resim 2.2. Modern YERT'in a) gerçek ve b) şematik görünümü.....	16
Resim 2.3. Üç kanatlı gerçek ve b) İki kanat Savonius'a uygulanan sürüklenme kuvvetlerini gösteren şematik çizim gösterimi	17
Resim 2.4. Kavisli kanat ve b) H-dairreus kanat türbin modelleri	18
Resim 2.5. a) Avusturalya Hobart bölgesi çatı üstünde ve b) Açık denizde yüzen H-Darrieus rüzgâr türbinleri.....	19
Resim 2.6. Farklı kanat sayılarına sahip H-Darrieus rüzgâr türbinleri	23
Resim 3.1. Deney düzeneğinin farklı açılardan gösterimi	40
Resim 3.2. B1 ve M3 türbinlerinin farklı açılarda deney düzeneyindeki gösterimi.....	41
Resim 3.3. Ultimaker 2+ Connect 3D modeli ile kanat imalatı.....	42
Resim 3.4. Prony fren dinamometresinin a) deneysel ve b) şematik gösterimi.....	44

SİMGELER VE KISALTMALAR

Bu çalışmada kullanılmış simgeler ve kısaltmalar, açıklamaları ile birlikte aşağıda sunulmuştur.

Simgeler

Açıklamalar

α	Kanat hücum açısı
a	Diskteki indüksiyon faktörü
A	Türbin süpürme alanı
B	Blokaj etkisi
C_c	Kontrol çemberi
C_D	Sürtünme katsayısı
C_L	Kaldırma katsayısı
C_L/C_D	Aerodinamik verim
C_F	Atalet katsayısı
C_T	Tork katsayısı
D	Türbin rotor çapı
$\vec{F}$	Kuvvet Sensörü
F_N	Kuvvetin normal bileşeni
F_T	Kuvvetin tanjant sal bileşeni
$\vec{g}$	Yer çekimi ivmesi
H	Türbin kanat boyu uzunluğu
M	Ağırlık
$\dot{m}$	Havanın kütle debisi
N	Türbin kanat sayısı
R	Türbin yarıçapı
Re	Reynolds sayısı
Of_k	Yüzey yapı geçirgenliği
P	Güç Çıktısı
S	Dinametrede elde edilen değer
T	Tork çıktısı
T_D	Rüzgar tüneli test akanı derinliği

Simgeler**Açıklamalar**

T_G	Rüzgâr tüneli test akanı uzunluğu
T_i	Anlık tork kuvveti
$T\ddot{I}$	Türbülans yoğunluğu
U_∞	Rüzgâr serbest akım hızı
u_t	Kanat yüzeyindeki sürtünme hızı
u_x	-x yönündeki rüzgâr hızı
u_y	-y yönündeki rüzgâr hızı
u_z	-z yönündeki rüzgâr hızı
v	Kanat veter uzunluğu
y	Kanat yüzeyine en yakın sınır tabaka kalınlığı
w	Bağıl hız
φ	Yüzey pürüzlülüğü
ω	Açısal hız
β	Kanat eğim açısı
ρ	Havanın yoğunluğu
θ	Türbin azimut açısı
$\vec{\tau}$	Gerilme sensörü
μ_t	Girdap viskozitesi
σ	Sağlamlık
ν	Dinamik viskozite
λ	Kanat uç hız oranı
$\bar{\phi}$	Ortalama özellik
ϕ^t	Değişken özellik

Kısaltmalar**Açıklamalar**

B1	Temel Türbin
DERT	Dikey Eksenli Rüzgâr Türbini
DMST	Çift Çoklu Akış Tüpü
HAD	Hesaplamalı Akışkalnaar Dinamiği
HUB	Türbin Göbek Bölgesi
MLP-ANN	Doğrusal Olmayan Kontrolör

Kısaltmalar**Açıklamalar**

MST	Çoklu Akış Tüpü Modeli
M1	Difüzör
M2	Difüzör-Nozul
M3	Nozul-Flanş
M4	Difüzör-Nozul-Flanş
NACA	Havacılık Alanında Ulusal Danışma Komitesi
RANS	Reynolds-ortalama Navier Stokes
PID	Geleneksel Kontrolör
TSR	Kanat Uç Hız Oranı
YERT	Yatay Eksenli Rüzgâr Türbini

1. GİRİŞ

Dünya’da artan nüfus ile birlikte, ülkelerin enerjiye olan ihtiyacı her geçen gün büyümektedir. Artan enerji ihtiyacının tamamının, sınırlı rezerve sahip olan kömür, doğalgaz vb. fosil yakıtlardan karşılanmasının uzun vadede sürdürülebilir olmadığı ön görülmektedir. Diğer yandan küresel ısınmanın doğaya verdiği tahribat göz önüne alındığında, küresel ısınmaya sebep olan en büyük etkenlerin başında gelen C emülsiyonun üretiminde, ülkelere belirli sınırlandırmalar getirilmektedir. 2006 Kyoto protokolü ile başlayan, 2015 Paris iklim anlaşmasıyla hızlanan süreçte ülkelerin üretebileceği C emülsiyonu sınırlandırılması, ülkelerin enerji arz talep dengelerini koruyabilmeleri adına rüzgâr ve güneş gibi yenilenebilir enerji kaynaklarına yönelmelerini mecbur kılmaktadır. Pandemi ve ekonomik krizin hüküm sürdüğü 2021 yılında dahi yenilenebilir enerji üretimi tesislerinin kurulumunun rekor seviye ulaşması bunun en net göstergesidir. Dünya’da ilave rüzgâr kapasite oranı 2020’ye göre %90 artarak 114 GW’a ulaşmıştır [1]. Ülkemizde ise 2022 Cumhurbaşkanlığı Yıllık Programı’nda rüzgâr türbini kurulu gücünün, enerji üretimindeki payının %10,03 olduğu ifade edilmiştir [2]. Bu göstergeler ışığında, yenilebilir enerji kaynakları arasında olan rüzgâr enerjisinin, ülkemizde dikkate değer şekilde ön plana çıktığı görülmektedir.

Rüzgâr türbinleri, rüzgâr enerjisini elektrik enerjisine dönüştüren sistemlerdir. Dönme eksenine göre rüzgâr türbinleri, yatay (YERT) ve dikey (DERT) eksenli olarak ikiye ayrılmaktadır. Ticari olarak YERT’in kullanımı daha yaygındır. Ancak YERT’in sapma mekanizması ve kule ihtiyacı [3-4] gibi dezavantajlarının DERT’te bulunmaması, çatı tipi ve kırsal kesim uygulamalarındaki DERT’in kullanımını artırmaktadır [5]. DERT’in düşük verim sorunu çözümlendiğinde uygulama alanlarındaki etkinliğinin artacağı öngörülmektedir.

Bu tez çalışmasında, ilk olarak tasarlanan çeşitli kanal modellerinin içinde rüzgâr türbini olmadan boş bir şekilde akış karakteristiği incelenmiştir. Daha sonra DERT’lerden biri olan H-Darrieus rüzgâr türbinlerine entegre edilerek oluşturulan kanal-türbin sistemlerinin güç performansına olan etkisi deneysel ve sayısal olarak incelenmiştir. Tez çalışmasında başlamadan önce detaylı bir literatür araştırmasına yer verilmiştir. Literatür taraması genel

türbin aerodinamiği, kanal-türbin tasarımı ve prony fren dinamometresi olmak üzere 3 katagoride incelenmiştir.

Literatür araştırması

Dominy, Lunt, Bickerdyke ve Dominy (2007), H-Darrieus rüzgâr türbinlerindeki kanat sayısının ilk uyarı kapasitesi üzerindeki etkisini sayısal olarak incelemişlerdir. Sonuçları incelediklerinde 2 kanada sahip rüzgâr türbinin ilk uyarı potansiyelinin olduğu ancak ticari uygulamalar için yeterli olmadığını belirlemişlerdir. Üç kanatlı rüzgar türbinlerinin azimut açısından (θ) bağımsız şekilde ilk uyarı kabiliyetinin olduğu bulgusunu elde etmişlerdir. İki kanatlı rüzgar türbinin üç kanatlıya göre çok daha düşük hızlarda çalışabildiğini belirlemişlerdir. Sonuç olarak uygulanabilirlik açısından üç kanatlı rüzgar türbinlerinin, iki kanatlı rüzgar türbinlerine göre tercih edilmesi gerektiğini ifade etmişlerdir.

Castelli, Englaro ve Benini (2011), NACA-0021 kanat modeli kullanılarak farklı kanat uç hızı oranlarında (λ), H-Darrieus rüzgâr türbininde güç katsayısını (C_p) sayısal ve deneysel olarak incelemişlerdir. Türbinin kanat veter uzunluğu (v), rotor çapı (D) ve yüksekliğini (H) sırasıyla 85,8, 1030 ve 1456,4 mm olarak belirlemişlerdir. Sayısal çalışmaları HAD (hesaplamalı akışkanlar dinamiği) paket programında k- ϵ türbülans modeli kullanılarak gerçekleştirmişlerdir. Sonuçlar incelendiğinde en uygun C_p değerini yaklaşık olarak $\lambda=2,62$ değerinde elde etmişlerdir [6].

Mohamed (2012), simetrik ve asimetrik olmak üzere 20 farklı kanat modelinin, H-Darrieus rüzgâr türbininde C_p ve tork katsayıları (C_T) üzerindeki etkisini sayısal olarak incelemiştir. İki boyutlu olarak k- ϵ türbülans modeli kullanılarak gerçekleştirilen sayısal analizlerde, S-serisi, A-serisi, FX-serisi ve 4 ile 5 rijit NACA kanat modellerini kullanmıştır. S-1046 kanat modelinin simetrik NACA kanatlarına göre rölatif C_p değeri %26,3, mutlak C_p değerini de %10,87 daha yüksek olduğunu tespit etmiştir. Ayrıca düşük sağlamlık (σ) değerlerinde $\lambda=10$ 'a kadar güç üretiminin devam ettiğini gözlemlemiştir [7].

Mohammed, Ali ve Hafız (2015), H-Darrieus rüzgâr türbinlerinde 25 farklı kanat modelinin farklı λ değerlerinde C_p değerini ve türbin çalışma aralığını sayısal olarak incelemişlerdir. Ardından -10 ile 10° arasındaki β 'nın performansa olan etkisi değerlendirmişlerdir. LS (1) - 0413 kanat profili, NACA-0018 kanat profiline göre 0,415

C_p değeri ile %10 performansının daha yüksek olduğunu gözlemlemişlerdir. Ancak, λ açısından değerlendirildiğinde NACA 63-415 profilinin diğer tüm kanat modellerine göre, daha geniş bir çalışma alanına sahip olduğu tespit edilmiştir. β değeri açısını incelediklerinde en iyi performansın 0° eğim açısında olduğunu belirlemişlerdir [8].

Asr, Nezhad, Mustapha ve Wiriadidjaja (2016), DERT’lerde çeşitli 4 rijitli NACA serileri kullanarak ilk uyarı hareketini sayısal olarak incelemişlerdir. Ayrıca 0 ile 3° arasında değişen kanat eğim açısının (β), kanat performansına olan etkisini değerlendirmişlerdir. NACA-2418 kanat profilinde ve $1,5^\circ$ β değerine sahip türbin modelinin diğer modellere nazaran %27 daha düşük sürede ilk uyarı gerçekleştirerek en optimal durumu oluşturduğunu tespit etmişlerdir. Ancak, aynı koşullarda bu kanat modelinin maksimum C_p değerinin, diğer modellerin gerisinde kaldığını belirlemişlerdir [9].

Jafaryar, Kamrani, Gorji-Bandpy Hatami ve Ganji (2016), DERT’lerdeki asimetric kanat profillerinde, optimal tork değerinin elde edilmesi için merkezi karma tasarım altyapısına dayanan tepki yüzeyi metodolojisi uygulamışlardır. Sonuçlarda, maksimum tork katsayısının 450 rpm dönüşte elde edildiğini gözlemlemişlerdir [10].

Li, Maeda, Kamada, Murata, Yamamoto, Ogasawara, Shimizu ve Kogaki (2016), H-Darrieus rüzgâr türbinlerinde, rüzgâr hızı ve Reynolds sayısı (Re) etkisini, rüzgâr tüneli ve 3 farklı anemometre ölçümüne sahip saha tipi düzeneğinde deneysel olarak incelemişlerdir. Rüzgâr tüneliindeki analizlerde, Re ’nin artmasının güç performansını geliştirdiğini gözlemlemişlerdir. Diğer yandan $\beta=6^\circ$ değerinde en efektif C_p ’nin elde edildiği belirlenmiştir. Ek olarak yüksek λ değerlerinde, türbülans yoğunluğundaki artışın, C_p değerinin azalmasına neden olduğu bulgusunu elde etmişlerdir [11].

Abdalrahman, Melek ve Lien (2017), H-Darrieus rüzgâr türbinlerinin değişken β değerlerinde, sinir ağına dayalı doğrusal olmayan kontrolör (MLP-ANN) tasarlamışlardır. Önerilen akıllı β kontrol sisteminin sağlamlığını araştırmak için, her kanadı ayrı ayrı kontrol etmek için geleneksel bir kontrolör (PID) de devreye almışlardır. Sonuçlar incelendiğinde, geliştirilen β kontrol sisteminin, C_p değerinde %25’i aşan performans artışına neden olduğunu tespit etmişlerdir [12].

Bianchini, Balduzzi, Di Rosa ve Ferrara (2019), NACA-0021 kanat modelinde iç, dış ve çift yönlü olarak entegre edilen gurney kanatçık konfigürasyonlarını, H-Darrieus rüzgâr türbinlerindeki performansını sayısal olarak incelemişlerdir. Sonuçlar incelendiğinde iç tarafa entegre edilen gurney kanatçığının diğer modellere göre daha yüksek verim elde edilmesini sağladığını gözlemlemişlerdir. Ayrıca $\lambda=3,3$ ve $\lambda=3,9$ için yapılan sayısal analizlerde, %2 uzunluktaki gurney kanatçıklı türbin modelinin, düz model ile C_p değeri açısından kıyaslandığında sırasıyla %23,1 ve %14,6 yüksek olduğunu tespit etmişlerdir [13].

Celik, Ma, Ingham ve Pourkashanian (2020), H-Darrieus rüzgâr türbinlerinde ilk uyarı yeteneğinin geliştirilmesi üzerine sayısal çalışmalar gerçekleştirmişlerdir. Tork üretiminde, sürtünme kuvvetinin katkısının 100 ile 253° hücum açılarında (α) dikkate değer şekilde arttığını tespit etmişlerdir. Sonuçlarda ayrıca türbin ataletinin artırılmasının türbinin ilk uyarı yeteneğine fark edilir bir etki gösterdiğini belirlemişlerdir. Mevcut bulgular ayrıca kanat sayısındaki artışın türbinin devreye alınmasını kolaylaştırdığını göstermektedir ama bu durumda türbinin C_p 'sini azalttığını tespit etmişlerdir [14].

Zhang, Wang, Huang, Ingham, Ma ve Pourkashanian (2020), kanat profili kalınlığı, kanat dikey uzunluğu ve β değeri olmak üzere üç farklı parametrenin, H-Darrieus rüzgâr türbinindeki C_p değeri üzerindeki etkisini sayısal olarak ele almışlardır. Aynı koşullar altında, aynı kalınlıkta simetrik ve asimetric kanatlara sahip türbinler incelendiğinde, simetrik kanatların daha yüksek performansa sahip olduğunu belirlemişlerdir. 6° ve $\lambda=2,19$ 'da β değerinde NACA-0018 kanat modeli diğer tüm kanat modelleri ve onların konfigürasyonlarıyla kıyaslandığında optimal sonucu verdiğini gözlemlemişlerdir [15].

Su, Dou, Qu, Zeng, Zeng ve Lei (2020), H-Darrieus rüzgâr türbinlerinde, orijinal kanatlara yardımcı kanatlar ilave ederek üç çift kanattan oluşan H-Darrieus rüzgâr türbini modeli oluşturarak ilk uyarı yeteneğini ve C_p değerini sayısal olarak değerlendirmişlerdir. Yardımcı kanatların veter ve kanat dikey uzunlukları ana kanat modelinden farklı olduğunu ifade etmişlerdir. Sonuçları incelendiğinde yardımcı kanat modelinin ilk uyarı kabiliyetini geliştirdiğini gözlemlemişlerdir. Ayrıca maksimum C_p değerinin elde edildiği λ değerinde azalma olduğunu tespit etmişlerdir. Ek olarak optimal yardımcı kanatlı türbinin C_p değerinin geleneksel türbine göre daha yüksek performansa sahip olduğunu belirlemişlerdir. [16].

Ahmad, Shahzad, Akram, Ahmad ve Shah (2022), temel H-Darrieus türbin modelinin iç bölgesine belirli oranda küçültülmüş H-Darrieus türbini ekleyerek elde ettiği çift yapılı H-Darrieus rüzgâr türbinini, anova yöntemi kullanıp optimize ederek güç performansı ve ilk uyarı kapasitesini sayısal olarak incelemişlerdir. Sonuçlar incelendiğinde, optimize edilmiş çift rüzgâr türbininin, ilk uyarı yeteneğini belirgin şekilde artırdığını gözlemlemişlerdir. Ayrıca temel H-Darrieus türbinine göre yaklaşık olarak %10 ile %14 arasında C_p performansının arttığını belirlemişlerdir [17].

Hao ve Li (2020), -2 ile 80° arasındaki ayarlanabilir kanatçık modellerini NACA-0018 kanat modellerine ekleyerek elde edilen yeni H-Darrieus rüzgâr türbinlerinin güç performanslarını sayısal olarak incelemişlerdir. Sonuçları incelediklerinde özellikle $\lambda=0,6$ ve $\lambda=1,2$ değerlerinde ayarlanabilir kanatçığın eklendiği türbinin temel türbine göre güç katsayısındaki artışı sırasıyla %54 ve %12,8 olarak tespit etmişlerdir. Ayarlanabilir kanatçıklı kanada sahip türbinin, dişli yapıya sahip türbin ile kıyaslandığında daha geniş bir çalışma alanına sahip olduğunu gözlemlemişlerdir [18].

Mohamed, Ibrahim, Etman, Abdelfatah ve Elbaz (2020), H-Darrieus rüzgâr türbini kanadına farklı boyut ve açıdaki oluklar ekleyerek C_p değerine olan etkisini sayısal olarak incelemişlerdir. $\lambda =2$ için yarıklı türbin modelinin C_p değeri, temel türbine göre yaklaşık olarak 3 kat daha yüksekken, $\lambda =3$ 'te ise temel türbin modelinin, yarıklı türbin modeline göre 1,85 kat daha yüksek performansa sahip olduğunu gözlemlemişlerdir. Ayrıca ilk uyarı kabiliyetinin, oluklu türbinde çok daha yüksek olduğunu tespit etmişlerdir [19].

Roshan, Khaleghinia, Nimvari ve Salarian (2021), dışarıdan herhangi bir bileşen eklemeyen H-Darrieus rüzgâr türbinlerinde ilk uyarı problemin çözülmesi adına kanat yüzeyinin alt ve üst yüzeyine farklı boyut ve şekillerden oluşan oyuklar yerleştirilerek sayısal analizler gerçekleştirmişlerdir. Sonuçlarda çift oyuklu kanada sahip türbin modelinin tek oluklu olana göre daha düşük performans gösterdiğini tespit etmişlerdir. Ayrıca $\lambda=3,5$ değerinde, oyuğun kanadın üst yüzeyinin ön bölgesinde yerleştirilmiş haldeki türbin modelinin, temel model ile C_p değeri açısından kıyaslandığında verimin %18 artmış olduğunu belirlemişlerdir [20].

Zamani, Sangtarash ve Maghrebi (2021), H-Darrieus rüzgâr türbini kanadının çeşitli bölgelerinde 6 farklı gözenekli yüzey oluşturularak elde edilen modifiye edilmiş rüzgar

türbininin, C_p ve aerodinamik verime (C_L/C_D) olan etkisini sayısal olarak incelemişlerdir. Gözenekli yapının, geçirgenliği (ofk), atalet katsayısı (C_F) ve pürüzlülüğü (ϕ) sırasıyla $11,36 \times 10^{-10} \text{m}^2$, 0,371 ve 0,64 olan 6101-O alüminyum alaşımlı malzemeden tasarlamışlardır. Sonuçlar analiz edildiğinde, en uygun sonuçların pürüzlü yapının kanadın firar kenarı bölgesine yerleştirildiğinde gerçekleştiğini tespit edilmişlerdir. Ayrıca gözenekli yapının türbinin çalışma aralığını genişlettiğini ortaya çıkarmışlardır. Bunlara ek olarak gözenekli yapının türbin güç performansına olan etkisinin dikkate değer şekilde geliştiğini belirlemişlerdir [21].

Ni, Miao, Li ve Liu (2021), 3 farklı dizide sıralanan H-Darrieus rüzgâr türbinlerine, gurney kanatçık entegre edilmesiyle oluşan modellerin güç performansını sayısal olarak incelemişlerdir. Sonuçlar incelendiğinde arka bölgedeki H-Darrieus türbinine gurney kanatçığının eklenmesiyle, $\lambda \leq 3,1$ değerlerinde en optimal sonucun elde edildiğini gözlemlemişlerdir. Ayrıca $\lambda = 2,51$ 'de arka bölgedeki H-Darrieus rüzgâr türbininin, izole edilmiş gurney kanatçıklı ve temel rüzgâr türbinine göre C_p değerini sırasıyla %24 ve %36 olacak şekilde geliştirdiğini tespit etmişlerdir [22].

Yan, Avital, Williams ve Cui (2021), H-Darrieus rüzgâr türbininde, NACA-0018 kanat yüzeyine farklı genlik ve dalga boyuna sahip beş türberkül yapısı eklenmesinin güç performansına olan etkisini sayısal olarak incelemişlerdir. Sonuçlarda, %1 genlik ve %2,5 dalga boyundaki türberkül yapısına sahip rüzgâr türbininin en efektif sonuçları verdiğini gözlemlemişlerdir. Ayrıca türberkül yapısının dinamik irtifa kaybını geciktirdiğini belirlemişlerdir [23].

Moshfeghi, Ramezani ve Hur (2021), $0-25^\circ \alpha O\alpha$ 'da, tek ve iki yarıkli kanatçıkların, S-809 kanat modeline entegre edilerek elde edilen geliştirilmiş rüzgâr türbininin aerodinamik performansını sayısal olarak incelemişlerdir. $\alpha O\alpha \geq 12$ olduğu değerlerde yarıkli modellerin tamamının düz kanada göre daha yüksek performans oluşturduğunu tespit etmişlerdir. Düşük $\alpha O\alpha$ 'larda ise çift yarıkli modelde, yarık arasında aşırı sıkışma oluşarak akış ayrışmaları olmasından kaynaklı tek yarığa göre daha düşük performansın oluştuğunu belirlemişlerdir. Ancak $\alpha O\alpha$ 'nın artmasıyla birlikte çift yarıkli türbinin daha yüksek performansa sahip olduğunu tespit etmişlerdir [24].

Hao, Bashir, Li ve Sun (2021), 0,75 gibi yüksek bir sağlamlık değerinde kuş kanadından ilham alınarak H-Darrieus rüzgâr türbini kanadına farklı boy ve konumlarda uyarlamalı kanatçık modelini entegre ederek güç performansı üzerinde etkisini sayısal olarak değerlendirmişlerdir. Sonuçlarda kanadın her iki tarafına eklenen uyarlanabilir kanatçıktan oluşan türbin yapısının tek tarafa eklenenlere nazaran daha yüksek performansa sahip olduğunu tespit etmişlerdir. Özellikle $\lambda = 1,5$ değerinde çift uygulanabilir kanatçıklı türbin modelinin, temel türbin modeline göre performansının %29,9 daha yüksek olduğunu belirlemişlerdir [25].

Syawitri, Yao, Yao ve Chandra (2022), H-Darrieus rüzgâr türbinlerinde Taguchi optimizasyon methodu kullanarak entegre edilen farklı geometrik yapılarıdaki gurney kanatçık geometrisinin C_p performansına olan etkisini sayısal olarak incelemişlerdir. Sonuçlar incelendiğinde, düşük λ değerlerinde gurney eklenmiş türbin modelinin, düz modele göre C_p değerini %233,19 kadar artıdığı, orta ve yüksek λ değerinde bu değerin sırasıyla %69,94 ve %41,36 olduğunu tespit etmişlerdir [26].

Ibrahim, Elbaz, Melani, Mohamed ve Bianchini (2022), H-Darrieus rüzgâr türbini kanat yüzeyinin farklı boyut ve lokasyonlarında oyuklar oluşturarak C_p performansını sayısal olarak analize etmişlerdir. Sonuçlarda özellik düşük λ değerlerinde oyuk yapısının performansı daha belirgin şekilde geliştirdiğini tespit etmişlerdir. Oluklu kanat modeline sahip türbinin en optimal C_p değerinin, temel türbin modeline göre net %28 geliştiğini gözlemlemişlerdir [27].

Abdolahifar ve Karimia (2022), farklı eğim ve boyutlardaki oluklu kanat modeline sahip H-Darrieus türbin tasarımlarını, temel rüzgâr türbin modeliyle C_T açısından karşılaştırmışlardır. Sonuçlar incelendiğinde, $\lambda=0,5$, 1 ve 1,5 değerlerinde optimal oluklu türbin modeli düz kanada göre C_T değerleri açısından kıyaslandığında sırasıyla %3,4, %66,1 ve %10,5 olacak şekilde performansının geliştiğini gözlemlemişlerdir [28].

Abe ve Ohya (2004), 1,5 kW'tan daha düşük kapasiteli YERT'in geliştirilmesi için türbine difüzör-flanş yapısı monte ederek akış karakteristiğine etkisini sayısal olarak incelemişlerdir. Flanşın, difüzör içinde akış ayrılmasına olan etkisinin çok yüksek olduğunu gözlemlemişlerdir [29].

Toshimits, Nishikawa, Haruki, Oono, Takao ve Ohya (2008), uzun tip ve eğrisel tip difüzör olmak üzere iki farklı kanal tipinin YERT'teki girdap karakteristiği ve güç performansına olan etkisini deneysel olarak incelemişlerdir. Sonuçlarda hem uzun hem de eğrisel tip kanala sahip rüzgâr türbininden elde edilen gücün, kanal olmayan türbin ile kıyaslandığında 2,6 kat daha yüksek olduğunu belirlemişlerdir. Ayrıca türbin olmadığı durumda uzun tip kanalın içindeki akışta, olması durumuna göre daha küçük akış ayrılması olduğunu belirlemişlerdir [30].

Kosasih ve Tondelli (2012), difüzör, nozul-difüzör ve nozel-difüzör-flanş modellerinin YERT'teki C_p üzerinde oluşturacağı etki sayısal açıdan değerlendirilmiştir. Sonuçlar incelendiğinde, türbine difüzörün eklenmesinin verimi yaklaşık olarak %60 artırırken, nozul ve difüzör aynı anda eklendiğinde ise %63 artırdığını belirlemişlerdir. Difüzör uzunluğunun artması çalışma aralığı eğrisini artırırken, flanş yüksekliğinin artması hem çalışma aralığını hem de C_p değerini artırdığını gözlemlemişlerdir [31].

Kardous, Chaker, Aloui ve Nasrallah (2013), boş flanş-difüzör kanal içindeki akış karakteristiğini sayısal olarak incelemişlerdir. Difüzör yapısına flanş eklenmesiyle difüzörün arka bölgesinde iki girdap oluştuğunu tespit etmişlerdir. Bu girdapların, flanş yüksekliği arttıkça akış yönünde birbirinden uzaklaştığını ve aynı zamanda uzadığını belirlemişlerdir. 0.1D'den daha uzun flanş yapılarında oluşan girdaplar kanaldan uzaklaştığı için etkisinin azaldığını tespit etmişlerdir [32].

Hu ve Wang (2015), flanş-difüzörlü kanala sahip YERT'in üzerine etkiyen rüzgâr yükünün ayarlanabilir bir flanş ile kontrol altına alınmasını sayısal olarak incelemişlerdir. Ayarlanabilir flanş ile 60 m/s rüzgâr hızında, kanal yüzeyine gelen yükün yaklaşık olarak %35 azaldığını tespit etmişlerdir [33].

Chaker, Kardous, Chouchen, Aloui ve Nasrallah (2016), difüzör kanal ile güçlendirilmiş YERT'lere flanş ekleyerek difüzör içindeki girdap karakteristiğini, rüzgâr hızını ve basınç değişimlerini parçacık görüntüleme yöntemiyle ve sayısal olarak incelemişlerdir. Sonuçlarda flanş yüksekliğinin, türbin çapından %0,15'ten fazla olduğu durumlarda, akış hızının artmasında flanş yüksekliğinin etkisinin azaldığını gözlemlemişlerdir. Bu durumun kenar bölgesindeki zıt yönlü 2 farklı girdabın üretilmesi ve bu girdapların merkezindeki basınç değişiminden kaynaklandığını tespit etmişlerdir. Diğer yandan, rüzgâr hızı artışının

girdapların merkezlerindeki basınç katsayısına bağlı olduğu bulgusuna ulaşmışlardır. Girdapları flanşa çok yakın tutabilen bir kontrol sistemi oluşturmanın difüzörün daha verimli olabileceği anlamına geldiğini ifade etmişlerdir [34].

El-Zahaby, Kabeel, Elsayed ve Obiaa (2016), difüzör-flanş kanal modelindeki, flanş açısını değiştirerek YERT'teki C_p performansına ve rüzgâr hızı karakteristiğine olan etkisini sayısal olarak incelemişlerdir. -25 ile 25° arasındaki açılarda gerçekleştirilen analizlerde 15° flanş açısında en yüksek hız artışının olduğunu tespit etmişlerdir. Optimal flanşlı kanala sahip rüzgâr türbininin, standart flanşlı rüzgâr türbinine göre yaklaşık %5 daha verimli olduğunu belirlemişlerdir [35].

Dighe, Avallone, Tang ve Van Bussel (2017), difüzör ile güçlendirilmiş YERT'lere farklı yüksekliklerde sedye kanatçığı monte edilerek akış karakteristiği üzerindeki etkisini deneysel ve sayısal olarak incelemişlerdir. Eklenen kanatçık yapısının difüzör çıkışındaki kütle akışını artırdığını ayrıca güç performansını artıran düşük basınç alanlarını oluşturduğunu tespit etmişlerdir [36].

Heikal, Abu-Elyazeed, Nawar, Attai ve Mohamed (2018), flanş açısı, iç ve dış uzunluk olmak üzere 3 farklı parametreyle oluşturulan 10 farklı kanal modelinin YERT'lerdeki C_p değeri üzerindeki etkisini sayısal olarak incelemişlerdir. En uygun kanala sahip türbin modelinin C_p değeri betz limitini aşarak 0,91 olarak elde etmişlerdir. Difüzör-flanş yapısının arka kısmında oluşan girdabın büyüklüğü ve lokasyonunun, türbin verimini doğrudan etkilediğini belirlemişlerdir. Flanş iç uzunluğu arttıkça, flanş açısının C_p üzerindeki etkisinin azaldığını gözlemlemişlerdir [37].

Vaz ve Wood (2018), rüzgâr türbinlerinde difüzör etkisini matematiksel teorem ile analitik olarak incelemişlerdir. Sonuçlarda kanat uç kayıplarının göz ardı edilmemesi gerektiğini ancak özellikle düşük ölçekli türbinler için kayıplara rağmen yine de difüzör yapısının verime çok büyük bir oranda katkı sağladığını ifade etmişlerdir. Özellikle de C_p 'nin geliştirilmesinde difüzör alanı oranının belirgin etki ettiğini belirtmişlerdir [38].

Tunio, Shah, Hussain, Harijan, Mirjat ve Memon (2021), H-Darrieus türbininin nehirde ve okyanuslarda uygulanabilirliğinin, düşük verim, zayıf mukavemet ve ilk uyarı sorunundan dolayı son derece sınırlı olduğu ifade etmişlerdir. H-Darrieus türbininin akış hacmini

daraltarak kanal oluşturmışlardır. Bu kanal yapısının C_p ve türbin üzerine düşen gerilmelere olan etkisi sayısal olarak incelemişlerdir. Kanalin monte edildiği H-Darrieus türbinin, temel türbine göre C_p değerini yaklaşık olarak %112 geliştirdiğini tespit etmişlerdir. Ancak gerilmeler açısından kıyaslandığında kanala sahip türbin modelinin yaklaşık olarak 2 kat daha yüksek yüke maruz kaldığını belirlemişlerdir. Bu durumun kanala sahip türbin modelinde daha mukavemetli ve daha maliyetli malzemelerin kullanılması gerektiğini tespit etmişlerdir [39].

Singh, Biswas ve Misra (2014), H-Darrieus rüzgâr türbinlerinde 0,8 ile 1,2 arasındaki çeşitli rotor sağlamlık oranlarının, performansa etkisini deneysel olarak incelemişlerdir. Prony fren dinamometresi ile gerçekleştirdikleri deneylerde en efektif C_p değerinin 0,1 sağlamlık ve 5,7 m/s'de 0,32 olarak oluştuğunu gözlemlemişlerdir. Yüksek tork gerektiren küçük ölçekli uygulamalarda kullanılmasının uygun olduğunu değerlendirmişlerdir [40].

Sengupta, Biswas ve Gupta (2016), H-Darrieus rüzgâr türbinlerinin yüksek verime sahip olmasına rağmen ilk uyarı sorunundan dolayı uygulanabilirliği sınırlı olduğunu tespit etmişlerdir. Bu kapsamda geleneksel NACA kanatlarının yerine kavisli ve asimetric kanatların türbin başlatma sorununu ortadan kaldıracağını öngörmüşlerdir. S815, EN0005 ve NACA-0018 kanat modelleriyle 3 farklı rüzgâr hızında deneysel çalışmalar gerçekleştirmişlerdir. Ayrıca türbülans yoğunluğuna ve uniform olmayan akışın verim üzerindeki etkisini incelemişlerdir. Sonuçlar incelendiğinde S815 kanadında C_p değerinin, EN0005 ve NACA-0018 kanat modellerine nazaran daha yüksek olduğunu belirlemişlerdir [41].

Puspitasari ve Sahim (2019), Savanious ve H-Darrieus hibrid rüzgâr türbininde, H-Darrieus rüzgâr türbini kanat veter uzunluğunun savanious rüzgâr türbini yüksekliğine olan oranının (δ) değişiminin C_p ve C_T performanslarına etkisini deneysel olarak incelemişlerdir. Deney düzeneği olarak prony fren dinamometresi modeli tasarlanmıştır. Yapılan çalışmalarda $\delta = 1,4$ olması durumunda hibrid rüzgâr türbinin, temel H-Darrieus türbinine göre C_p ve C_T değerlerinin sırasıyla %48 ve %29 daha yüksek olduğunu tespit etmişlerdir. Ayrıca kanat yüksekliği oranı birden fazla olan hibrit rüzgâr türbinlerinde C_p ve C_T performanslarının dikkate değer şekilde değiştiğini gözlemlemişlerdir [42].

Patel, Eldho ve Prabhu (2019), H-Darrieus türbininin ön bölgesindeki belirli bir alana 70,100, 170 mm olacak şekilde 3 farklı genişlikteki engelleyici plaka yerleştirerek türbin performansının iyileştirmesini prony fren dinamometresi ile deneysel olarak incelemiştirler. Çalışmada kullanılan engelleyici plakayı H-Darrieus türbininin negatif tork ürettiği bölge seçilerek yerleştirmişlerdir. Sonuçlar incelendiğinde, en uygun engelleyici plakaya sahip türbin modelinin, düz türbin modeline göre C_p değerinin yaklaşık %288 daha yüksek olduğunu tespit etmişlerdir [43].

Mazarbhuiya, Biswas ve Sharma (2020), H-Darrieus rüzgâr türbininde, 5° sabit eğim açısında kullanılan NACA-63-415 kanat modelinin pozisyon ve sayısını değiştirerek performansa olan etkisini prony fren dinamometre yöntemiyle deneysel olarak incelemiştirler. 5 ve 6 m/s gerçekleştirilen analizlerde değişikliklerin temel rüzgâr türbinin verimini %4,34 artırdığını belirlemiştirler [44].



2. RÜZGÂR TÜRBİNLERİ

2.1. Rüzgâr Türbinlerinin Tarihçesi

İnsanların rüzgâr enerjisiyle tanışması, Nil Nehri üzerinde rüzgârla çalışan teknelerin kullanıldığına dair kayıtların olduğu MÖ 5000 tarihinden öncesine kadar uzamaktadır. Yel değirmenleri, rüzgâr enerjisini toplayan ve onu doğrudan ağır makinelere güç sağlamak için kullanılabilecek mekanik enerjiye dönüştüren yapılardır [45]. Resim 2.1.'deki, Yel değirmeninin kökeni bilinmemekle birlikte, ilk olarak MS 9. yüzyılda Doğu İran'daki Sistan ve Horasan bölgesinde kullanıldığı bilinmektedir [46]. Bu ilk yel değirmenleri, yere dik dikey bir eksen etrafında dönen dikdörtgen kanatlara sahiptir. Sistan'daki 6 metre boyunda ve 6 metre çapında olan değirmenler, su pompalamak ve tahıl öğütmek için Antik Dünya Dönemi'nde yaygın bir şekilde kullanılmaktaydı [45].



Resim 2.1. Afganistan sınır bölgesindeki Sistan Havzası'ndaki DERT'lere bir örnek [46].

Yel değirmenleri Batı Avrupa'da MS 1300 ile 1875 yılları arasında ortaya çıktı. Bu yel değirmenlerinin yere paralel olan yatay eksenleri vardı. Eksen rüzgâr yönüne doğru yöneltilmiş ve değirmenin kanatları hava akışına dik olarak dönmekteydi. Dikey eksenli yatay eksenli yel değirmenlerine geçişin neden yapıldığı bilinmiyordu. Bu değirmenlerin su pompalama, tahıl öğütme, testereyle öğütme ve baharat, boya ve tütün vb. ürünlerin işlenmesi gibi daha çeşitli işlevleri vardı [45].

Değirmenlerin kullanımı 19. yüzyılda sanayi devriminde buhar motorlarının ortaya çıkmasıyla azalmıştır [47]. Rüzgâr enerjisi tarihindeki bir sonraki önemli gelişme, 1800'lerin sonlarında rüzgâr enerjisini elektrik enerjisine dönüştüren makineler olan rüzgâr türbinlerinin icat edilmesidir. Rüzgâr türbini, yel değirmenlerine göre benzer çalışma prensibine sahiptir. Ancak doğrudan mekanik bir işlemi yürütmek yerine elektrik üreten bir jeneratörü döndürür. İlk rüzgâr türbini, Temmuz 1887'de Glasgow'daki Anderson's College'da (şimdi Strathclyde Üniversitesi) Doğa Felsefesi Profesörü James Blyth tarafından tasarlanıp üretilmiştir. Ertesi yıl, Amerikalı mühendis Charles Brush tarafından Ohio'da türbin üretimi tekrarlanmıştır. Bu makine Blyth'inkinin neredeyse iki katıydı ve evine 20 yıl boyunca enerji sağlamıştır. Rüzgâr enerjisinden elektrik üretimi 1800'lerin sonlarında geliştirilmiştir, ancak 1973 Petrol Krizi nedeniyle 1970'lere kadar önemli bir ilgi görmemiştir. Bu süre zarfında, Birleşik Devletler hükümeti büyük ticari rüzgâr türbinlerini araştırmaya başlamıştır. 1980 yılında, dünyanın ilk rüzgâr çiftliği New Hampshire'daki Crotched Mountain'da inşa edilmiştir [45].

2000'li yılların başından itibaren ülkelerin gelişmişlik seviyelerindeki hızlı değişime bağlı olarak enerjiye olan talep artmıştır. Bu kapsamda, alternatif enerjiye olan ihtiyacın artması, rüzgâr enerjisine olan ilginin de büyümesine neden olmuştur. Bu durumda rüzgâr türbini teknolojisinin gelişmesine ve ülkelerin enerji üretiminde, rüzgâr enerjisinin payının artmasına sebep olmuştur. Ülkelerin enerji politikalarında, yenilenebilir enerji santrallerinin kurulumu ve geliştirilmesi için yapılan yatırım için ayrılan ödeneklerin artmasıyla yakın gelecekte rüzgâr türbinlerinin kullanımının parabolik olarak artacağı öngörülmektedir.

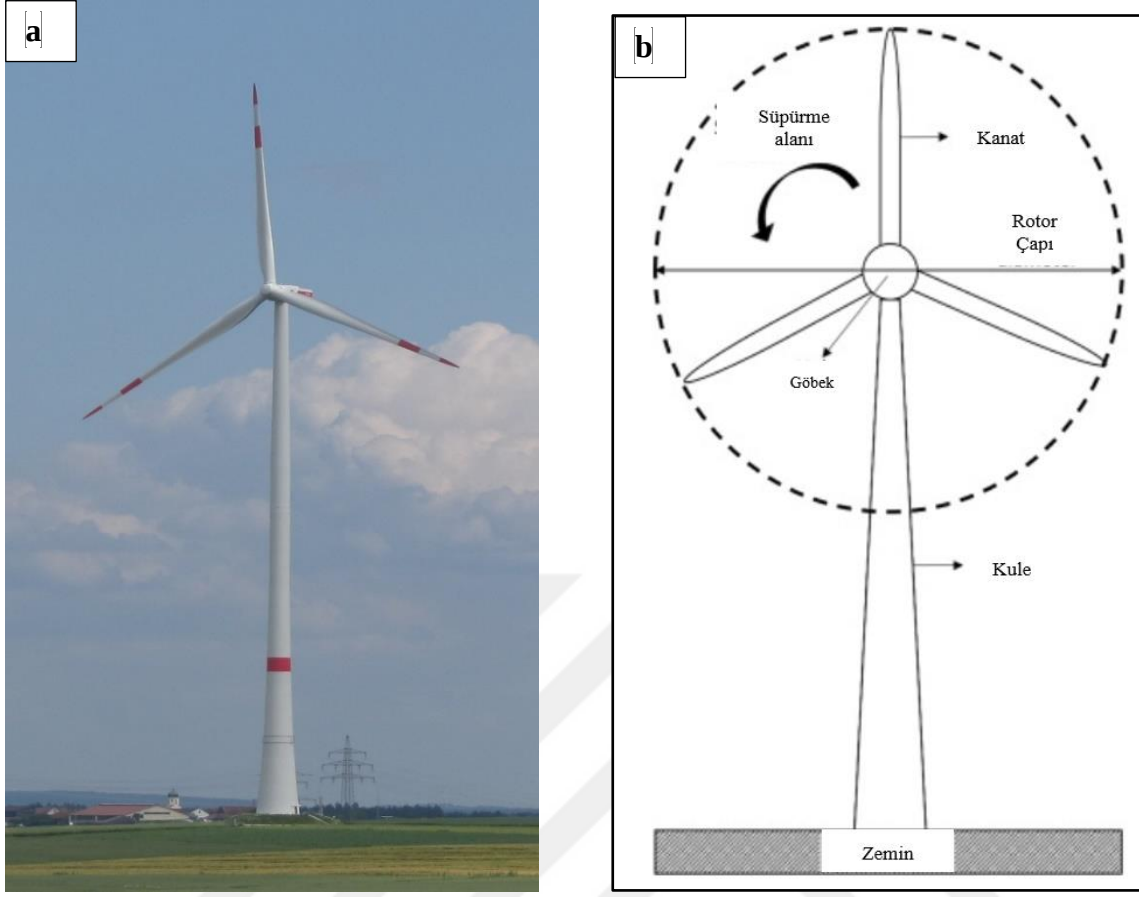
2.2. Rüzgâr Türbini Çeşitleri

Modern bir rüzgâr türbini, rüzgârın kinetik enerjisini mekanik enerjiye ve dolayısıyla elektrik enerjisine dönüştürmek için kullanılan makinedir. Rüzgâr santrallerinden elde edilen çıktının optimal olması için, türbin maliyetini minimuma indirmek, türbin verimliliğini ve güvenilirliğini artırarak çeşitli rüzgâr türbini konseptleri tasarlanıp üretilmiştir. Rüzgâr türbinleri, türbin-jeneratör konfigürasyonuna, türbin rotoruna, hava akış yoluna, türbin kapasitesine, jeneratörü çalıştırma modeline, güç kaynağı moduna ve türbin kurulumunun konumuna göre çeşitli sınıflara ayrılmaktadır. Bu bölümde sadece, rotor yönüne göre yatay ve dikey eksenli rüzgâr türbinlerinin sınıflandırılması ele alınmıştır.

2.2.1. Yatay eksenli rüzgâr türbini (YERT)

YERT'ler günümüzde ticari olarak en yaygın kullanıma sahip türbin modelleridir. Elektrik jeneratörü ve yere yatay olarak monte edilen rotor mili, yüksek bir kulenin üzerine yerleştirilmiştir. Rotorun kanatları hava akımı nedeniyle dönmeye zorlanmaktadır. Rotor mili, jeneratör ile iç içe geçerek, rotor mili dönmesi sonucunda elektrik üretimi gerçekleşir. Bu türbin tipi genellikle rotor kanatlarının rüzgâra dönük olmasını imkân sağlayacak şekilde tasarlanmıştır, bu tasarıma sapma mekanizması adı verilmektedir. Sapma mekanizması ilk yatırım maliyetinde önemli bir paya sahiptir. YERT'lerde yüksek rüzgâr hızları tehlike teşkil etmekte ve türbinine zarar vermektedir. Bunu önlemek için türbin, rotor mili hızını azaltmak için bir frenle donatılmıştır [48].

Resim 2.2.'de gösterildiği üzere YERT'ler arasında en yaygın kullanımı olan 3 kanatlı türbin modelinde, kanatlar tarafından üretilen aerodinamik kaldırmayla tork üretimi gerçekleşmektedir. Bu türbin modelinde, türbin kanatlarının rüzgâr hızına göre yaklaşık 2-3 kat daha yüksek devirde dönmesi sebebiyle, yüksek verim elde edilmektedir.



Resim 2.2. Modern YERT'in a) gerçek [49] ve b) şematik görünümü [50]

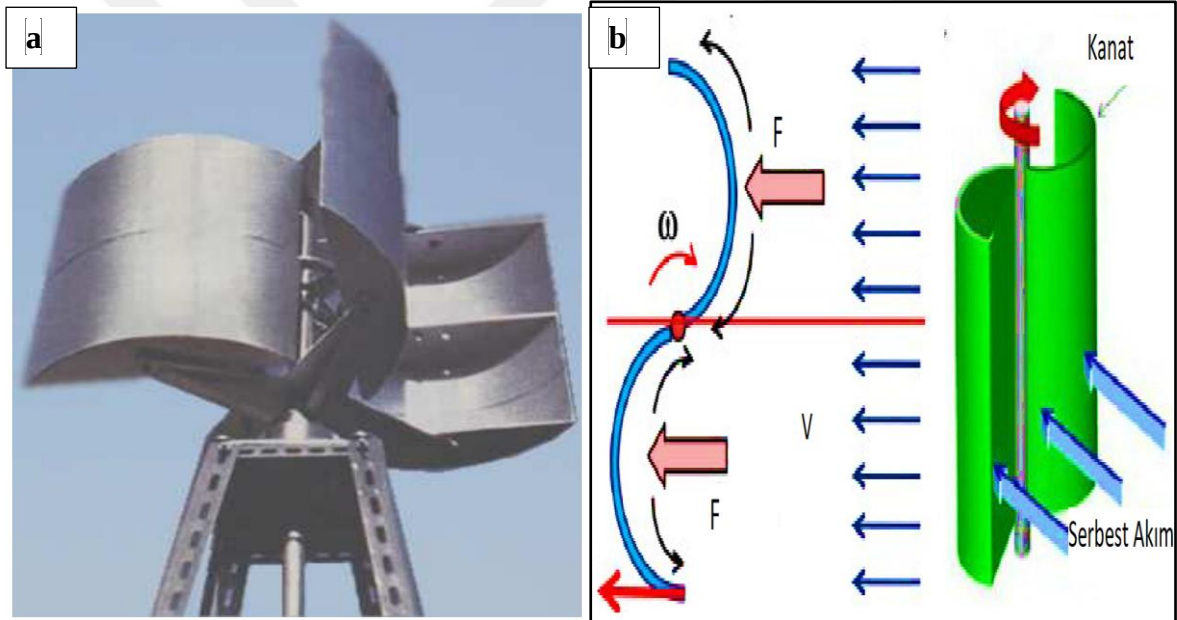
2.2.2. Dikey eksenli rüzgâr türbini (DERT)

Dikey eksenli rüzgâr türbinlerinde ana rotor, zemine dik bir şekilde konumlandırılmıştır. Ayrıca dişli kutusu ve jeneratör de zemine yerleştirilmiştir. Dikey eksenli rüzgâr türbinleri kaldırma (Darrieus) ve sürtünme (Savonius) tahrikli rüzgâr türbinleri olmak üzere sınıflandırılmıştır [51].

Savonius tipi rüzgâr türbini

DERT türünden biri olan Savonius rüzgâr türbini, 1922'de Finli mühendis Sigurd Johannes Savonius tarafından icat edilmiştir [52]. Resim 2.3.'deki Savonius DERT tipleri genel olarak, yüksek torka ve düşük hıza sahiptir. Geometri olarak, zıt yönlerde merkezi bir şafta sabitlenmiş iki kap şeklindeki kanatları sahip bir türbin modelidir. Genellikle diğer rüzgâr türbini çeşitlerinde, rotoru çalıştırmak için kanat profili tarafından elde edilen kaldırma kuvvetinden faydalanılırken, Savonius türbinlerinde sürüklenme kuvvetinden

faydalanılmaktadır. Her kanat rüzgârı yakalar ve böylece şaftı döndürür, karşıt kanadı rüzgârın akışına sokar. Bu kanat daha sonra işlemi tekrarlayarak milin daha fazla dönmesine neden olarak tam bir dönüşü tamamlar. Bu süreç rüzgâr estiği her zaman devam eder, şaftın dönüşü bir pompayı veya küçük bir jeneratörü çalıştırmak için kullanılır. Savanious rüzgâr türbini, yaklaşan rüzgâr hızından daha hızlı dönemez, dolayısıyla da TSR değeri 0–1 arasında olur. Bu durum savonius tipinin yavaş döneceği ancak yüksek bir tork üreteceği anlamına gelir. Torku azaltmak ve jeneratör devrini artırmak için bir dişli kutusu kullanılması gerekmektedir. Diğer rüzgâr türbinleri türleri için maksimum C_p değerleri %30 ila %45 arasında değişirken, Savonius türbin modellerinde bu değer en fazla %25 olduğu görülmektedir [53].

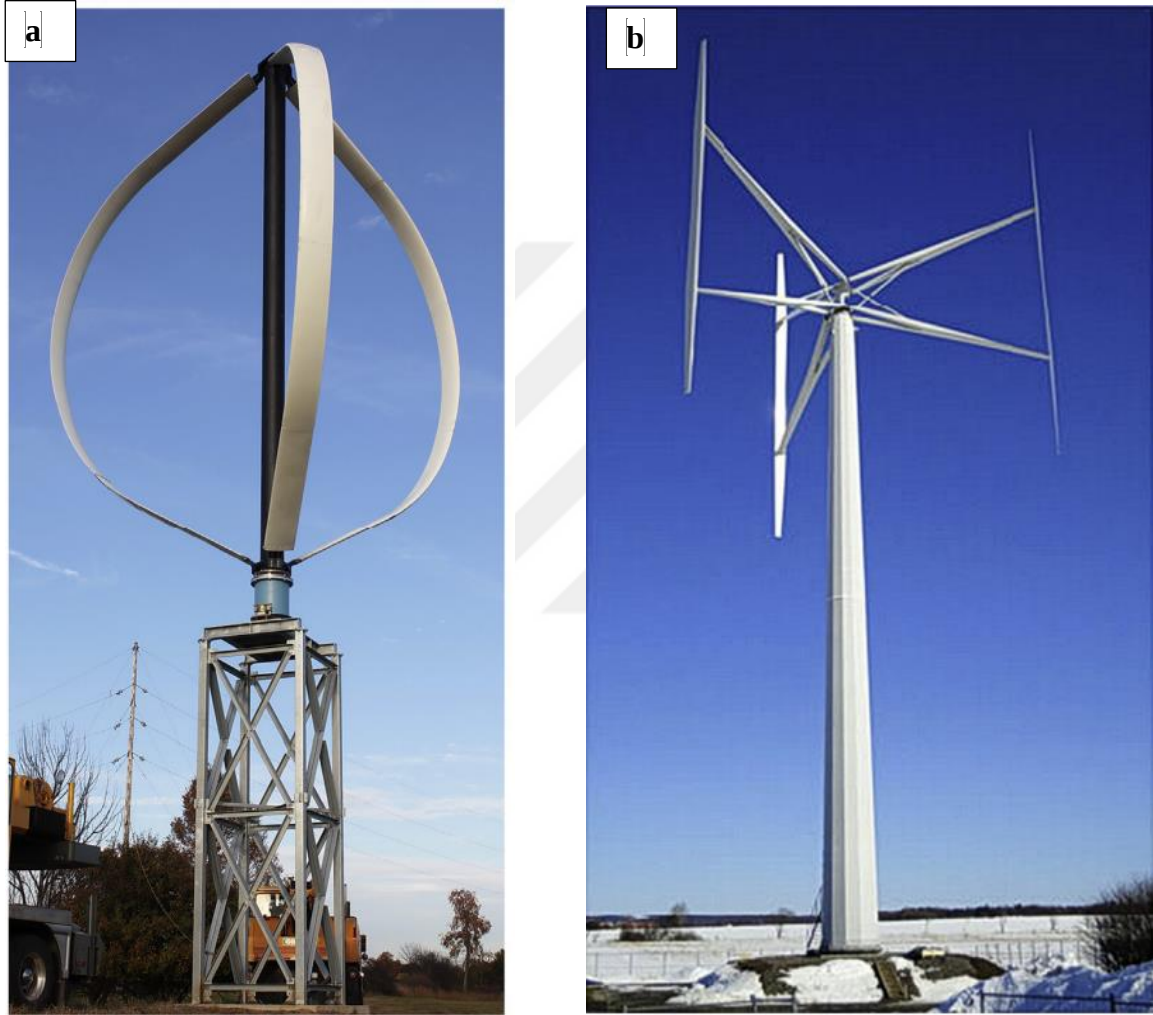


Resim 2.3. Üç kanatlı gerçek [54] ve b) İki kanat Savonius'a uygulanan sürüklenme kuvvetlerini gösteren şematik çizim [55] gösterimi

H-Darrieus tipi rüzgâr türbini

Modern Darrieus DERT, bir Fransız mühendis George Jeans Mary Darrieus tarafından icat edilmiştir. 1931'de ABD'de hem yumurta çırpıcı (kavisli kanat) hem de düz kanatlı DERT'leri içeren patentini sunmuştur [56]. Resim 2.4.'de farklı iki formu görülen Darrieus rüzgâr türbinleri, çoğunlukla ana rotora paralel olacak şekilde konumlandırılan NACA serisi kanatlar kullanılmaktadır Darrieus tipi DERT'lerin temel olarak kaldırma kuvveti tahrikli rüzgâr türbinleridir. Türbin, dönen bir dikey şafta bağlı iki veya

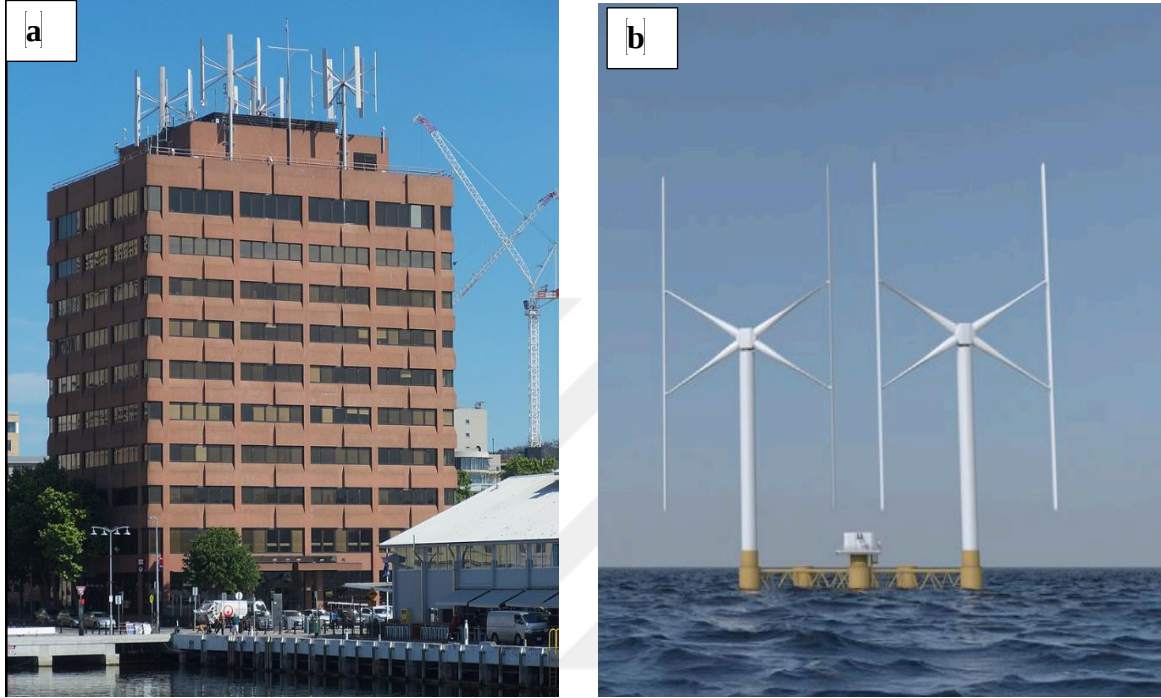
daha fazla kanattan oluşur. Kanat yüzeyleri üzerinden esen rüzgâr, aerodinamik kaldırma kuvveti oluşturur ve aslında kanatları birlikte çekmeyi sağlar [51]. Kullanılan kanatlar savanious modelindeki gibi ana rotora doğrudan monte edilmeyip, yardımcı miller ile bağlantı yapılmaktadır. Bu durum da savanious modeline nazaran daha dayanıklı türbin modellerinin tasarlanması mecbur kılmaktadır.



Resim 2.4. Kavisli kanat ve b) H-dairreus kanat türbin modelleri [57]

H-Darrieus rüzgâr türbini, alternatif akım (AC) üretmeye uygun, yüksek hızlı ve düşük torklu bir türbindir. H-Darrieus rüzgâr türbinlerinin verimleri ortalama %30 civarındadır. Ancak savanious rüzgâr türbinlerine göre H-Darrieus rüzgâr türbinlerinin verimi yüksek olsa da YERT'ler ile kıyaslandığında verimleri daha düşüktür. H-Dairreus rüzgâr türbinlerinin kanat yönleri zemine dik olarak konumlandırılmasından dolayı rüzgârı her yönden karşılayabilmektedir. Ancak ilk uyarı problemi, H-Darrieus rüzgâr türbinlerinin kullanımını sınırlayan en temel problemlerin başında gelmektedir. Savanious rüzgâr türbini

1 m/s hızda dönüş hareketini gerçekleştirirken, H-Darrieus rüzgâr türbininde 4-5 m/s hız gerekmektedir. Resim 2.5.'de görüldüğü üzere hem çatı tipi hem de kıyıdan uzaktaki platformlara üretim yapan H-Darrieus rüzgâr türbinlerinin yaygınlaşması, ilk uyarı problemi ve düşük verim sorunu ortadan kalktığında hızlı bir şekilde gerçekleşecektir.



Resim 2.5. a) Avusturalya Hobart bölgesi çatı üstünde [58] ve b) Açık denizde yüzen H-Darrieus rüzgâr türbinleri [59]

H-Darrieus rüzgâr türbini avantajları

- Kule ihtiyacı olmamasından dolayı kurulum, bakım ve onarımı daha kolaydır aynı zamanda düşük maliyetlidir.
- Kanat aerodinamiği ve konumundan kaynaklı H-Darrieus rüzgâr türbini, rüzgârı her yönden alabilir. Bu sayede, yatay eksenlerde bulunması zorunlu olan sapma mekanizmasına, H-Darrieus rüzgâr türbinlerinde ihtiyaç yoktur.
- Geniş aralıkta β değerine sahip olmasından dolayı sürtünmeyi azaltıp, yüksek aerodinamik verim elde edilebilir.
- YERT'lerde, kanat uç bölgesinde zayıf mukavemetin oluşmasından dolayı sert ve türbülanslı rüzgâr hızlarında sistem kendini kapatır ve güç üretimi sonlandırılır. Ancak H-Darrieus rüzgâr türbinlerinde kanatlar miller aracılığıyla desteklendiği için yüksek rüzgâr hızlarında çalışabilmektedir.

- H-Darrieus türbini trafiğin olduğu bölgelerde, kentsel alanlarda ve özellikle de çatılarda kullanılabilir. YERT’lerde kule olması, türbinin yüksek ağırlığa ulaşmasına neden olmaktadır. Bu ağırlıktan kaynaklı türbin binaya çok büyük bir yük oluşturacağından, YERT’lerin çatılarda kullanımına imkân olmamaktadır.
- H-Darrieus rüzgâr türbinlerinin boyutlarının çok büyük olmamasından dolayı ark izleri oldukça küçüktür. Bu durum, bina çatıları gibi sınırlı alanlarda çok sayıda H-Darrieus rüzgâr türbininin bir arada kullanılabileceğini göstermektedir.
- Kırsal alanlardaki mevcut YERT’lerin kulelerine, H-Darrieus rüzgâr türbinleri entegre ederek aynı alanda daha yüksek güç çıktısı elde edilmektedir.
- Rüzgârı her yönden alabildiği için, rüzgâr hızı ve yönünde dalgalanmaların yüksek olduğu bölgelerde kullanımı uygundur.
- Prototip olmasından kaynaklı bir bölgeden başka bir bölgeye taşınabilmektedir.
- H- Darrieus düşük devir/dk aralıklarından çalışmasından dolayı kuşlar ve insanlar için daha az tehlike arz etmektedir.
- Düşük gürültü seviyelerinde çalışırlar, böylece kentsel yerleşim bölgelerinde rahatsızlık oluşturmazlar.

H-Darrieus rüzgâr türbini dezavantajları

- H-Darrieus rüzgâr türbini başlangıç devri için yüksek bir itkiye (dışardan ek bir güç) ihtiyacı duymaktadır (İlk uyarı problemi).
- YERT’lere nazaran daha düşük verimde çalışmaktadır.
- Üst yatak desteklenmediğinde rotor-jeneratör grubuna fazla yük binmesi gibi dezavantajları bulunmaktadır.

2.3. H-Darrieus Rüzgâr Türbini Dizayn Parametreleri

Rüzgâr türbini performansını belirleyen birçok farklı parametre bulunmaktadır. Tasarım sürecinde dikkate alınan rüzgâr türbini parametreleri aşağıda maddeler halinde gösterilmiştir;

- Türbin süpürme alanı
- Kanat uç hız oranı
- Kanat sayısı

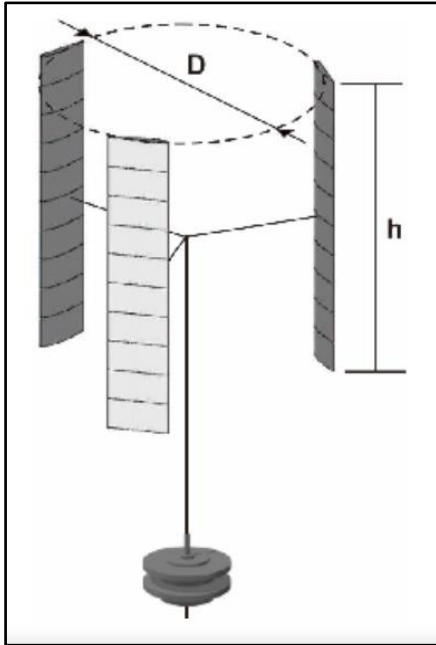
- Türbin En-Boy oranı
- Türbin sağlamlığı
- Kanat tipi
- Kanat eğim açısı

2.3.1. Türbin süpürme alanı

Süpürme alanı, havanın türbindeki hareketini çevreleyen bölümdür. Süpürülen alanın şekli rotor ve kanat konfigürasyonuna bağlıdır. Standart bir YERT'in süpürülen alanının izdüşümü dairesel, düz kanatlı bir DERT'in ise Şekil 2.1.'de görüldüğü üzere, süpürülen alanının iz düşümü Eş. 2.1'deki hesaplandığı gibi dikdörtgendir.

$$A = D * H \quad (2.1)$$

A [m²]'nın süpürülen alan, D [m] rotor çapı ve H [m] kanat dikey uzunluğu olarak tanımlanmaktadır. Süpürme alanı, türbinden geçen havanın hacmini sınırlamaktadır. Rotor, rüzgârda bulunan enerjiyi dönme hareketine dönüştürür, böylece alan büyüdükçe, aynı rüzgâr koşullarında güç çıkışı da artmaktadır [5].



Şekil 2.1. H-Darrius rüzgâr türbini süpürme alanı [60]

2.3.2. Kanat uç hız oranı

Eş. 2.2’de ifade edildiği üzere, kanat uç hız oranı (TSR), kanat ucundaki teğetsel hızın gerçek rüzgâr hızına oranı olarak tanımlanmaktadır. Rüzgâr türbini tasarımında son derece önemli bir faktördür.

$$TSR(\lambda) = \frac{R \cdot \omega}{U_{\infty}} \quad (2.2)$$

Burada R , türbin yarıçapı ve ω açısal hızıdır. U_{∞} , rüzgârın serbest akış hızı olarak tanımlanmaktadır.

ω çok küçükse, rüzgârın büyük bir bölümü, kanatların süpürüldüğü alandan türbini rahatsız etmeden geçebilir. Bu yüzden kanatlar üzerinde herhangi bir etkisi olmaz ve tork üretimi minimum seviyede kalır. Aksine, ω çok büyükse, hızlı dönen kanatlar rüzgâr akışını engelleyebilir ve güç çıkışını azaltabilir. Her rotor tasarımı, maksimum güç çıkışının elde edildiği bir optimum TSR değerine sahiptir [6].

2.3.3. Türbin kanat sayısı

Resim 2.6.’da görüldüğü üzere farklı kanat sayılarına sahip H-Darrieus rüzgâr türbini modelleri bulunmaktadır. Rüzgâr türbinlerinde kanatların sayısı, döngüsel aerodinamik yükleri büyük ölçüde sönmümlendirebildiğinden, rotor çalışmasının düzgünlüğü üzerinde doğrudan bir etkiye sahiptir. Çift sayılı kanat modelleri için, rotor torkundaki dalgalanma, tek sayılı kanat modellerine göre çok daha yüksektir. Artan üretim ve kurulum maliyetleri göz önüne alındığında, üç kanatlı küçük DERT’lerin kanat mimarileri büyük bir avantaj oluşturmaktadır. Çünkü DERT türbinlerinin kanat maliyetleri YERT türbinlerine göre oldukça ucuzdur [61].



Resim 2.6. Farklı kanat sayılarına sahip H-Darrieus rüzgâr türbinleri [62]

2.3.4. Türbin en-boy oranı

Kanat yüksekliğinin, rotor yarıçapına oranı (en-boy oranı) DERT'lerin tasarım sürecinde önemli bir rol oynar. Temel olarak, yüksek en-boy oranlarında, aynı güç elde edilmesi için rotorun daha yüksek devir/dk'da dönmesi gerekmektedir. En-boy oranı, Reynolds sayısını ve dolayısıyla güç katsayısını etkilemektedir [63-64].

2.3.5. Türbin sağlamlığı

Türbin sağlamlığı (σ), Eş 2.3'de gösterildiği gibi, toplam kanat alanı ile öngörülen türbin alanı arasındaki oran olarak tanımlanır [65-66]. İlk uyarı yeteneklerini etkileyen önemli bir boyutsuz parametredir ve düz kanatlı DERT'ler için şu şekilde hesaplanır:

$$\sigma = \frac{N \cdot v}{2\pi R} \quad (2.3)$$

N ve v sırasıyla türbin kanat sayısı ve veter uzunluğudur; her kanadın, alanı iki kez süpürdüğü kabul edilmektedir. Bu formül, farklı süpürme alanı şekillerine sahip oldukları için YERT'lerde geçerli bir durum değildir. σ , momentum modelleri varsayımlarının ne zaman uygulanabilir olduğunu belirler ve yalnızca $\sigma \geq 0.4$ olarak kullanıldığında ilk uyarı yeteneğine sahip türbinler elde edilmektedir [67].

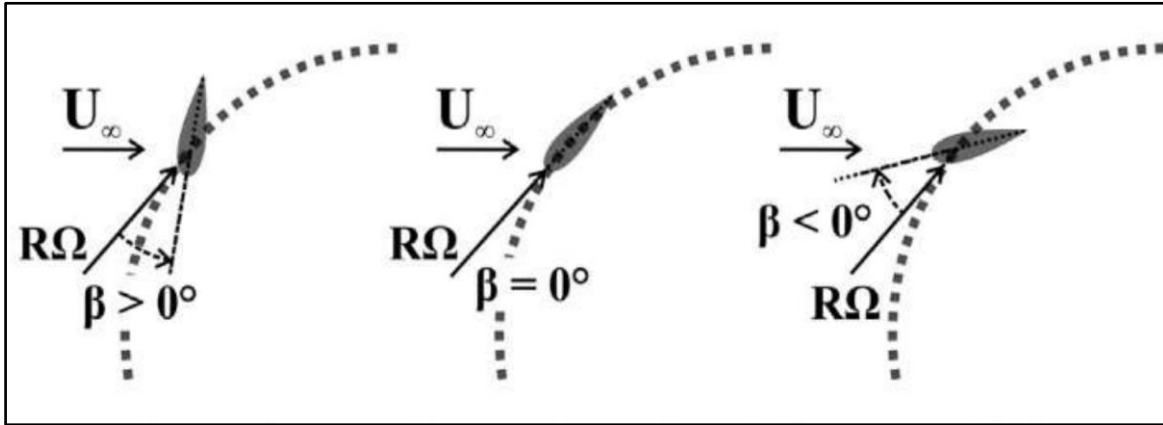
2.3.6. Türbin kanat profili

DERT rüzgar türbinleri için uygun kanat profilinin seçimi birçok yönden önemlidir. Kanat profilinin aşağıdaki parametrelere göre seçilmesi uygundur.

- Simetrik ve asimetrik olması
- Kaldırma/sürüklenme oranı
- Çıkış gücünü artırmak için aerodinamik performans
- Kanat kalınlığı

2.3.7. Türbin kanadı eğim açısı

Şekil 2.2.'de görüldüğü üzere, negatif, pozitif ve nötr olmak üzere 3 farklı türdeki kanat eğim açıları (β), ilk uyarı kabiliyetinin, yüksek C_p değeri ve daha geniş çalışma alanları üzerinde dikkate değer bir etkisi olduğu literatürde birçok çalışmada doğrulanmıştır [65, 68].



Şekil 2.2. DERT'lerde farklı β değerlerinin şematik gösterimi [68]

2.4. DERT'in Aerodinamiği

2.4.1. Aktüatör disk teorisi ve Betz limiti

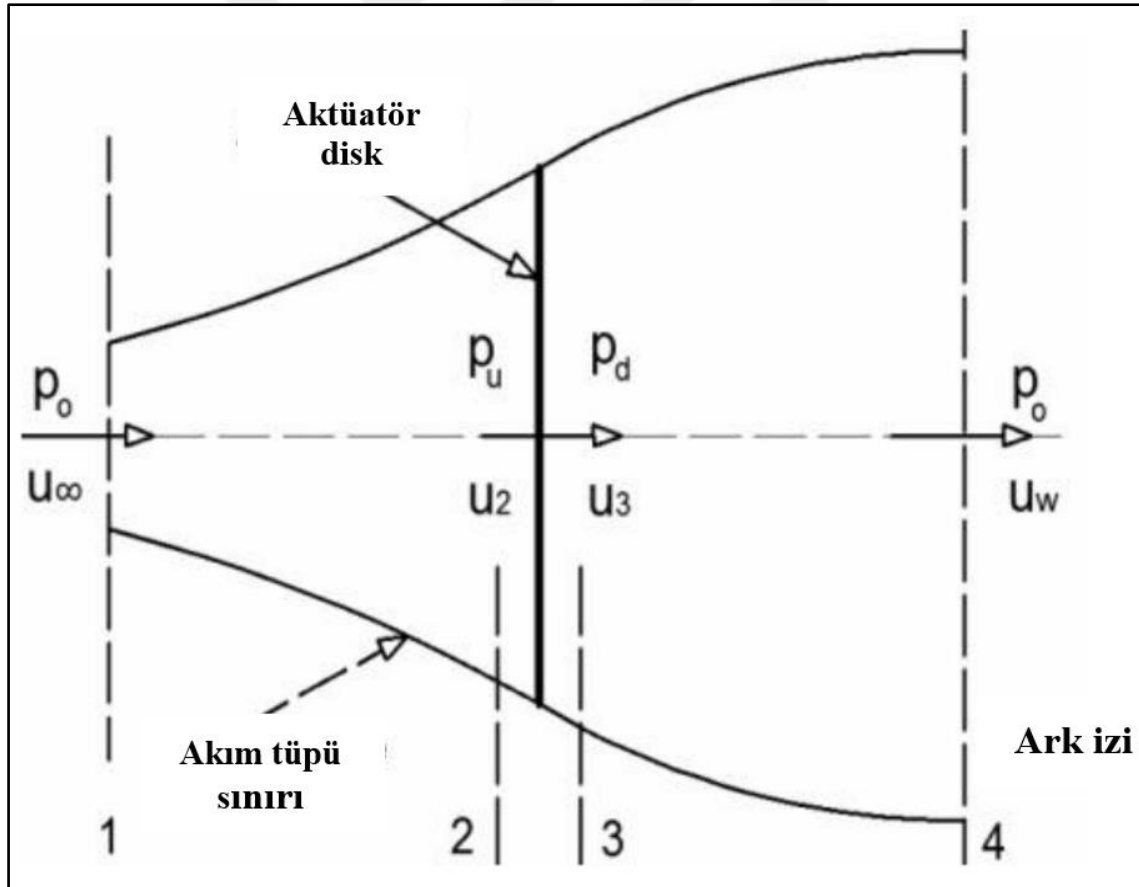
Betz'e (1926) atfedilen bu basit model, gücü, ideal rotor üzerindeki torku ve rotorun çalışmasının yerel rüzgâr alanı üzerindeki etkisini belirlemek için kullanılmaktadır.

Aktüatör disk teorisi olarak ifade edilen bu en basit aerodinamik model, rotorun, rüzgârdan enerjiyi çeken, tek tip değişmeyen bir disk olduğunu kabul etmektedir.

İdeal aktüatör disk teorisi aşağıdaki varsayımlara dayanmaktadır [69]:

- Homojen, sıkıştırılamaz, kararlı durumdaki sıvı akışı ve sürtünme direnci olmadığı
- Birim alan başına basınç artışı veya disk üzerinde itmenin sabit olduğu
- Kanat arkasındaki oluşan girdabın hız bileşenin sıfır olduğu
- Disk boyunca hız sürekliliği olduğu
- Sonsuz sayıda kanat kabul edildiği durumlarda kullanılmaktadır.

Aktüatör disk teorisi, Şekil 2.3.'de gösterildiği gibi bir kontrol hacminin içinde kabul edilerek çözümlenmektedir.



Şekil 2.3. Kontrol hacmi boyunca hava akışı [70]

Yukarıdaki kontrol hacminde, tek akış, akış tüpünün tamamını kapsamaktadır. Türbin, akış borusu içinde akan havaya basınç kesintisi yaratan tek tip bir aktüatör disk olarak

tanımlanmaktadır. Ayrıca aktüatör disk teorisi, farklı rüzgâr türbini modellerine de uygulanabilmektedir.

Disk boyunca hızın sürekliliğinin var olduğu varsayımından dolayı, Şekil 2.3.'teki 2. ve 3. bölümlerdeki hızlar rotordaki hıza eşittir:

$$u_2 = u_3 = u_R \quad (2.4)$$

Kararlı koşuldaki akış için, diskten geçen havanın kütle debisi ($\dot{m}$) şu şekilde yazılmaktadır:

$$\dot{m} = \rho A u_R \quad (2.5)$$

Tüm sistemi çevreleyen kontrol hacmine, lineer momentumun korunumu kanunu uygulandığında, net kuvvet, kontrol hacminin içeriğinden elde edilir. Bu kuvvet, hava akışının, rüzgâr türbini üzerindeki kuvveti olan tork kuvvetine eşit ve zıt yönlüdür. Dolayısıyla, tek boyutlu, sıkıştırılamaz, sabit bir akış için lineer momentum korunumundan T, hava akımının momentumundaki değişimine eşit ve zıt yönlüdür.

$$T = -\dot{m}(u_\infty - u_w) \quad (2.6)$$

Rüzgâr türbini rotorunun, her iki tarafında da iş yapılmaz. Bu yüzden Bernoulli denklemi, aktüatör diskinin her iki tarafındaki kontrol hacminde kullanılması gerekmektedir. Eş. 2.7 ve Eş. 2.8'de sırasıyla rotorun serbest akımı ve rüzgârın geldiği yön arasında (Şekil 2.3.'te bölüm 1'den 2'ye) ve aktüatörün diğer yarısı ile ark izi (Şekil 2.3.'te bölüm 3'ten 4'e) arasında Bernoulli denklemi uygulanmıştır:

$$P_o + \frac{1}{2}\rho u_\infty^2 = P_u + \frac{1}{2}\rho u_R^2 \quad (2.7)$$

$$P_d + \frac{1}{2}\rho u_R^2 = P_o + \frac{1}{2}\rho u_w^2 \quad (2.8)$$

Eş. 2.9'daki T, aktüatör diskinin her iki tarafındaki kuvvetlerin net toplamı olarak da ifade edilmektedir:

$$T = Ap^I \quad (2.9)$$

$$p^I = (P_u - P_d) \quad (2.10)$$

Eş. 2.7 ve Eş. 2.8 kullanılarak, basınç düşüşü p^I , Eş 2.11'deki gibi elde edilmektedir:

$$p^I = \frac{1}{2} \rho (u_\infty^2 - u_w^2) \quad (2.11)$$

ve Eş. 3.9, Eş. 3.11'de yerine koyulduğunda;

$$T = \frac{1}{2} \rho A (u_\infty^2 - u_w^2) \quad (2.12)$$

$\dot{m}$ ve Eş. 3.9 ile Eş. 3.6'daki T değerine eşitlenerek, rotor düzlemindeki hız Eş. 2.13'deki gibi bulunmaktadır.

$$u_R = \frac{u_\infty + u_w}{2} \quad (2.13)$$

a , bir aksenal indüksiyon faktörü olarak ifade edilirse, serbest akım ve rotor düzlemi arasındaki rüzgâr hızındaki kısmi azalma Eş. 2.14'deki gibi tanımlanır;

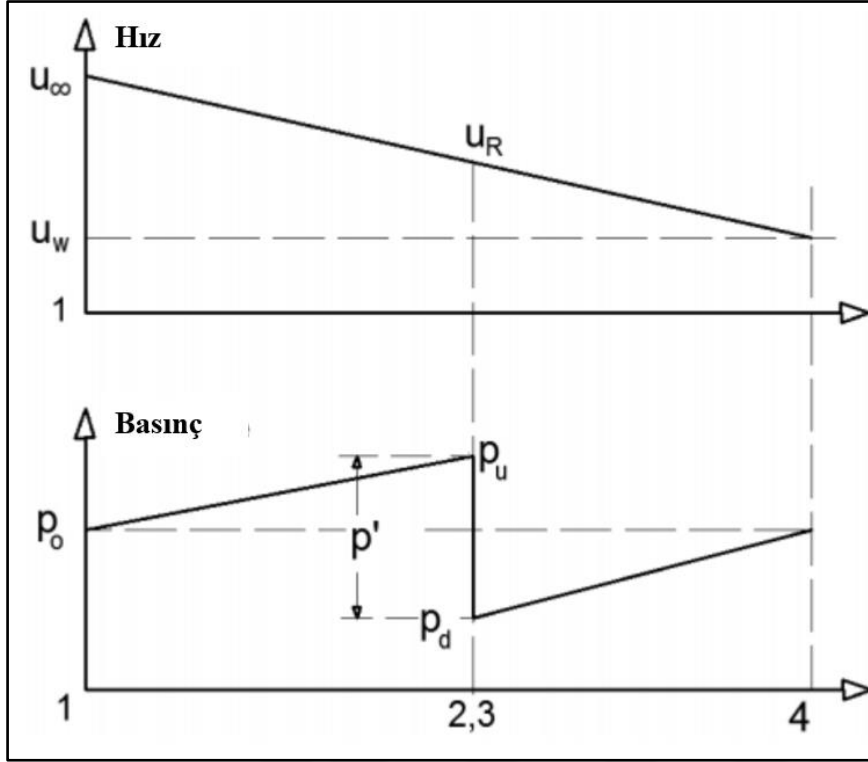
$$a = \frac{u_\infty + u_R}{u_\infty} \quad (2.14)$$

$$u_R = u_\infty (1 - a) \quad (2.15)$$

Eş. 2.13 ve Eş. 2.15 kullanılarak Eş. 2.16'da gösterildiği gibi u_w elde edilir.

$$u_w = u_\infty (1 - 2a) \quad (2.16)$$

Hız ve basınç dağılımı Şekil 2.4.'te gösterilmektedir. Süreklilik denklemi prensini nedeniyle, hız azaldıkça akış alanının çapı artmakta ayrıca rotor düzleminde dönen türbin kanatlarının, T miktarına katkıda bulunan ani basınç düşüşü meydana gelmektedir [70] .



Şekil 2.4. Akülatör boyunca hız ve basınç dağılımı [70]

Güç çıkışı (P), rotor düzlemindeki T ile hızın çarpımına eşittir:

$$P = T * u_R \quad (2.17)$$

Eş. 2.12 kullanılarak,

$$P = \frac{1}{2} \rho A (u_\infty^2 - u_w^2) u_R \quad (2.18)$$

ve Eş.2.15 ve Eş. 2.16'daki u_R ve u_w ifadeleri Eş 2.18'e yerleştirildiğinde, Eş. 2.19'daki P değeri elde edilmiştir

$$P = 2\rho A a (1 - a)^2 u_\infty^3 \quad (2.19)$$

Bir rüzgâr türbininde, güç performans katsayısı olarak tanımlanan C_P değeri aşağıdaki denklemde verildiği gibi boyutsuz biçimde ifade edilebilir:

$$C_P = \frac{P}{\frac{1}{2}\rho AU_\infty^3} \quad (2.20)$$

Eş. 2.19 ve Eş. 2.20'den faydalanarak güç katsayısı C_P , Eş. 2.21'deki halini almıştır.

$$C_P = 4a(1 - a)^2 \quad (2.21)$$

Maksimum C_P değeri, (a) 'ya göre Eş. 2.21'in türevi alınıp ve sıfıra eşitlenerek belirlenmektedir;

$$(C_P)_{max} = \frac{16}{27} = 0.5926 \quad (2.22)$$

Bu sonuç, ideal bir rotor için rotordaki rüzgâr hızı, serbest akım rüzgâr hızının 2/3'ü olacak şekilde tasarlanıp çalıştırılması durumunda, maksimum güç üretiminin elde edileceğini göstermektedir. Bu durum, Betz limiti olarak ifade edilmektedir. Eş. 2.13 ve Eş. 2.16'dan faydalanarak disk üzerindeki aksel T, Eş. 2.23'deki biçimde yazılmaktadır.

$$T = 2\rho Aa(1 - a)u_\infty^3 \quad (2.23)$$

C_P 'ye benzer şekilde, C_T , aşağıdaki denklemde gösterildiği gibi, T'nin dinamik basınca oranı olarak tanımlanmaktadır:

$$C_T = \frac{T}{\frac{1}{2}\rho AU_\infty^2} \quad (2.24)$$

Eş. 2.23 ve Eş. 2.24 kullanılarak, C_T aşağıdaki son haline gelmiştir.

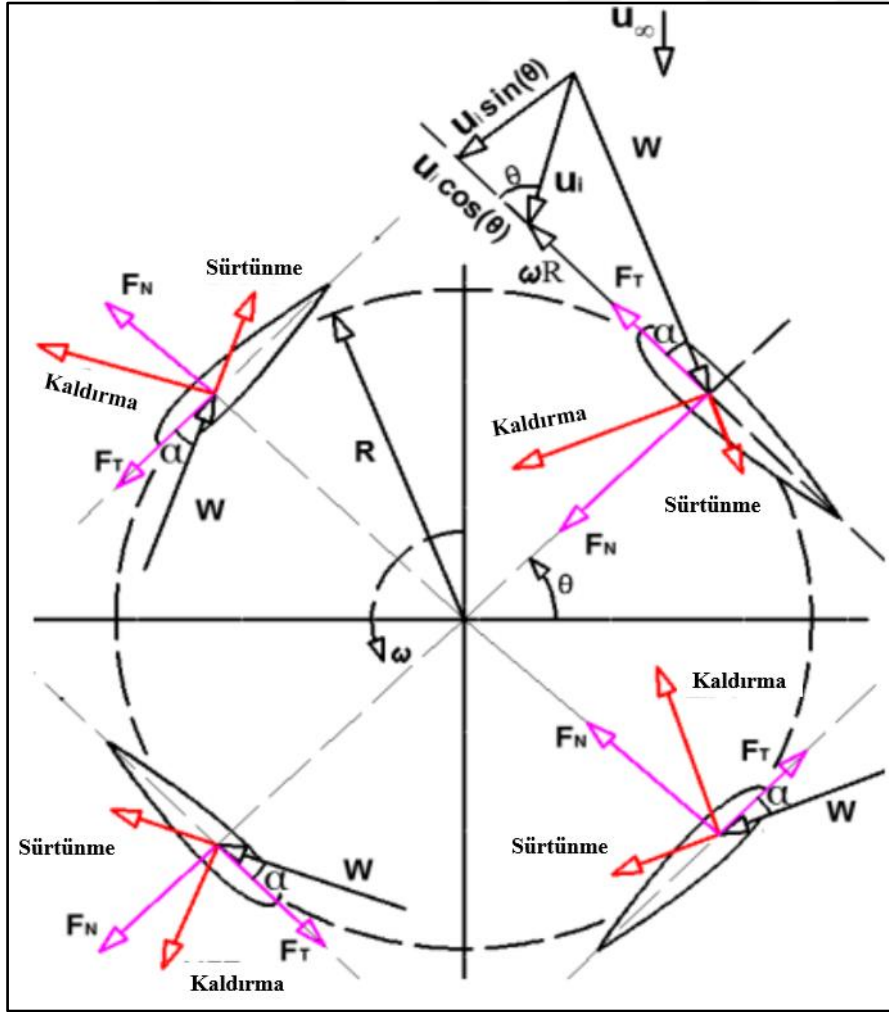
$$C_T = 4a(1 - a)^2 \quad (2.25)$$

$a = 0,5$ olduğunda ve aşağı akış hızı sıfır olduğunda, C_T 'nin maksimum 1 değerine ulaşabildiği görülmektedir. Maksimum güç çıkışında ($a = 1/3$), C_T değeri $\frac{8}{9}$ olarak elde edilmektedir [70].

2.4.2. Tek kanatlı H-Darrieus tipi DERT'in aerodinamiği

DERT, türbine yaklaşan hava akışına dik bir dönme eksenine sahip olduğundan, geleneksel YERT'e göre aerodinamik açıdan çok daha karmaşık bir yapıya sahiptir. DERT'in ana dezavantajları, ilgili yüksek yerel hücum açıları ve rüzgârın geldiği bölge kısımdaki kanatlardan ve rotordan kaynaklanan ark izleridir.

Savonius rotoruyla karşılaştırıldığında, rotoru nispeten yüksek uç hız oranında çalışır ve bu da Darrieus türbininin daha geniş yelpazede elektrik jeneratörleriyle çalışmasına olanak sağlamaktadır. Şekil 2.5.'de görüldüğü gibi temel H-Darrieus tipi DERT, iki boyutlu olarak gösterildiğinde aerodinamik özellikleri daha belirgin olarak gözlemlenmektedir.



Şekil 2.5. Kanadın konumuna göre hız bileşenlerini gösterilen dört kanatlı bir DERT'in üstten görünümü

Şekil 2.5.'ten görülebileceği gibi, bağıl hız (w), radyal (u_i) ve normal hız bileşeninden elde edilmektedir.

$$w = \sqrt{(u_i \sin(\theta))^2 + (u_i \cos(\theta) + \omega R)^2} \quad (2.26)$$

u_i 'nin rotor boyunca indüklenen hız olduğu durum için, ω , R ve θ sırasıyla açısal hız, türbinin yarıçapı ve θ açısı olarak tanımlanmaktadır. w , serbest akış hızı kullanılarak boyutsuz biçimde yazılabilir:

$$\frac{w}{u_\infty} = \sqrt{\left(\frac{u_i}{u_\infty} \sin(\theta)\right)^2 + \left(\frac{u_i}{u_\infty} \cos(\theta) + \frac{\omega R}{u_\infty}\right)^2} \quad (2.27)$$

Eş. 2.12'den, u_R yerine indüklenen u_i hızı yerleştirildiğinde Eş. 2.28 elde edilmektedir.

$$u_i = u_\infty(1 - a) \quad (2.28)$$

Eş. 2.2 ve Eş. 2.28 kullanılarak, Eş. 2.27'den Eş. 2.29 türetilmiştir:

$$\frac{w}{u_\infty} = \sqrt{\left((1 - a) \sin(\theta)\right)^2 + \left((1 - a) \cos(\theta) + \lambda\right)^2} \quad (2.29)$$

Şekil 3.5.'teki geometriden, yerel hücum açısı şu şekilde ifade edilebilir:

$$\tan(a) = \frac{u_i \sin(\theta)}{u_i \cos(\theta) + \omega R} \quad (2.30)$$

w benzer şekilde, indüklenen hız boyutsuz forma dönüştürülebilir ve Eş. 2.28 kullanılarak yukarıdaki denklem, Eş. 2.31'deki gibi elde edilir:

$$a = \tan^{-1} \left(\frac{(1-a) \sin \theta}{(1-a) \cos \theta + \lambda} \right) \quad (2.31)$$

Normal ve teğet kuvvet katsayıları şu şekilde ifade edilebilir:

$$C_n = C_L \cos(a) + C_D \sin(a) \quad (2.32)$$

$$C_t = C_L \sin(a) - C_D \cos(a) \quad (2.33)$$

Burada α , C_L ve C_D değerleri hücum açısı, kaldırma katsayısı ve sürüklenme katsayısı olarak tanımlanmaktadır.

Daha sonra belirli bir θ değerinde tek bir kanat için normal (F_N) ve tanjantsal (F_T) kuvvetler Eş. 2.34 ve Eş. 2.35’de gösterilmiştir.

$$F_N = \frac{1}{2} \rho w^2 (Hv) C_n \quad (2.34)$$

$$F_T = \frac{1}{2} \rho w^2 (Hv) C_T \quad (2.35)$$

Şekil 2.11. kullanılarak, rüzgârın türbin üzerindeki kuvveti olan anlık tork kuvveti (T_i), hava akışı yönünde kanat elemanı tarafından gösterilir:

$$T_i = F_T \cos \theta - F_N \sin \theta \quad (2.36)$$

Eş. 2.32, Eş. 2.33, Eş. 2.34, Eş. 2.35, Eş. 2.36 kullanılarak anlık F_T şu şekilde ifade edilebilir:

$$T_i = \frac{1}{2} \rho w^2 (Hc) (C_n \sin \theta) - (C_T \cos(\theta)) \quad (2.37)$$

Rüzgâr türbininin dönüşünü tahrik eden ve elektrik üretmek için gerekli T ’yi üreten, teğetsel kuvvet bileşeni olduğundan, tek bir θ konumunda tek kanat için anlık tork:

$$Q_i = F_T * R \quad (2.38)$$

Eş. 2.35, Eş. 2.38’de yerine konulması sonucunda Eş 2.39 elde edilmiştir.

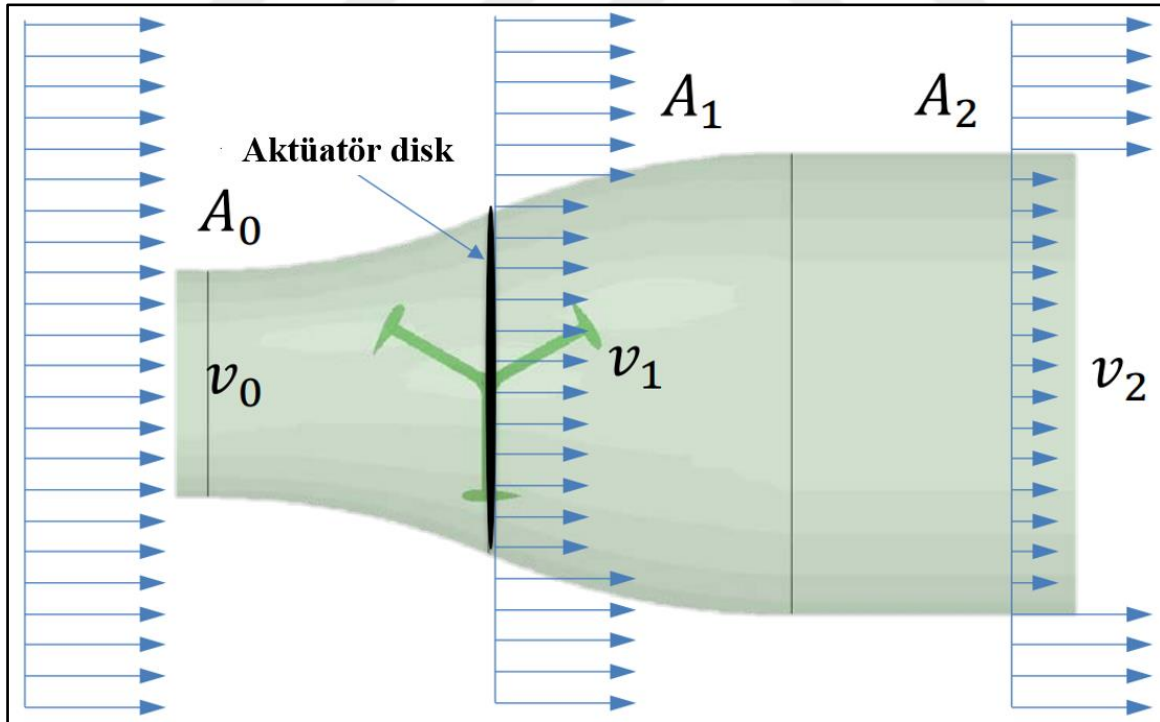
$$T_i = \frac{1}{2} \rho w^2 C_t * R \quad (2.39)$$

2.5. DERT'lerde Performans Analizi Metodolojisi

Daha önce birçok farklı analitik yöntem, rüzgâr türbininin performansını tahmin etmek için kullanılmıştır. Bu analitik yöntemler arasında, momentum modelleri, daha hızlı ve kaliteli sonuçlar verdiği için tasarım sürecinde son dönemde çok daha yaygın kullanılmaktadır. Bu yüzden, Tek Akış Tüpü Modeli, Çoklu Akış Tüpü Modeli (MST), Çift Çoklu Akış Tüpü Modeli (DMST) olmak üzere üç farklı momentum modeli tanımlanmıştır.

2.5.1. Tek akış tüpü modeli

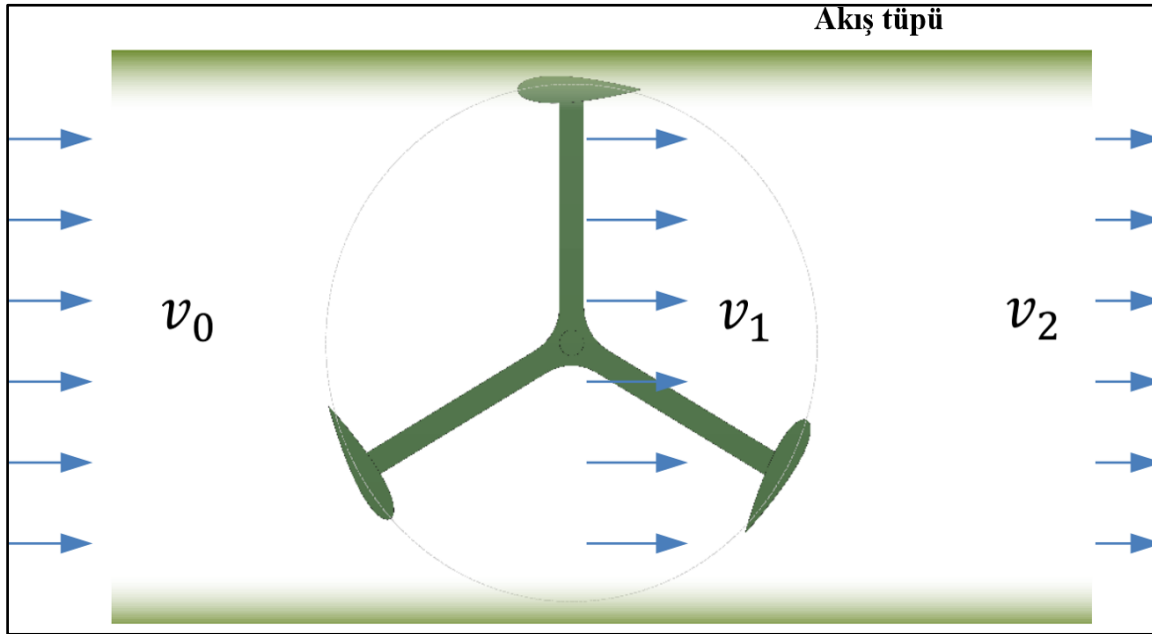
Rüzgârdaki kinetik enerji her zaman akışın geldiği yönde itme yaratmaktadır. Akışın geldiği yön (v_0) ile akışın estiği yön (v_2) arasındaki kinetik enerji değişimi, rüzgârdan elde edilen faydalı güç (P) olarak ifade edilmektedir. Şekil 2.6.'da gösterildiği gibi, rüzgâr türbin rotorları, rüzgârdan gelen kinetik enerjinin, itme kuvvetine (F_D) ve kanatlar tarafından torka dönüştürüldüğü geçirgen bir disk olarak düşünülebilir.



Şekil 2.6. Aktüatör disk modeli

Şekil 2.7.'de ise, tek akış tüplü modelde, H-Darrieus rotoru, performans karakteristiğini hesaplamak akış tüpünün içini, bir aktüatör disk olarak ifade etmektedir [71]. Tek akış

modeli, Darrieus aerodinamik modeline aktüatör diskini dahil etmenin öncüsüdür ve başarılı modellerin çoğu bu varsayıma dayanmaktadır. V_0 , diskte bir indüksiyon faktörü a ($a < 1$) ile azaltılır. Kanat profili, anlık basınç farkı, sağlamlık ve en-boy oranı gibi rotor özellikleri bu modelde hesaba katılarak düşük yüklü türbinler için performansı etkin bir şekilde tahmin etmektedir. Ancak sağlamlık ve kanat uç hız oranı arttıkça, bu modelde tüm disk için daimi akış varsayımı nedeniyle performansı gerçek değerinden daha yüksek seviyede tahmin etme eğilimindedir.



Şekil 2.7. Tekli akış tüpü modeli

$$F_D = m(v_0 - v_2) \quad (2.40)$$

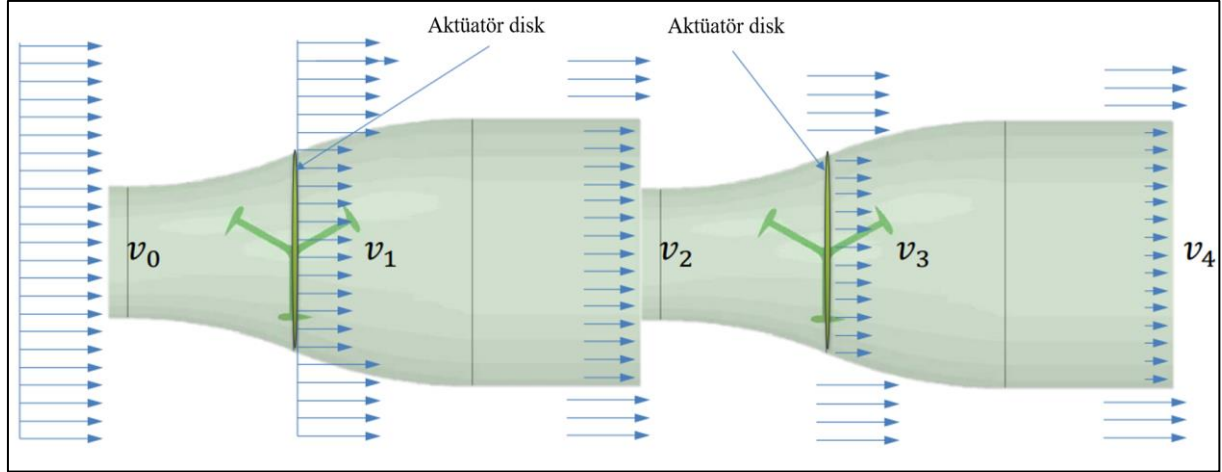
$$v_1 = (1 - a)v_0 \quad (2.41)$$

$$v_2 = (1 - 2a)v_0 \quad (2.43)$$

$$v_1 = \frac{v_0 + v_2}{2} \quad (2.44)$$

$$P = 2\rho V_0^3 a(1 - a)^2 \quad (2.45)$$

Yukarı ve aşağı rüzgâr hızı önemli ölçüde değiştiğinden, Şekil 2.8.'de gösterildiği gibi çift aktüatör disk modeli tanımlanmıştır. İkinci aktüatör diski için ek indüksiyon faktörü a eklenmiştir. Bu model, tek diskli modelden daha karmaşık olsa da, ikinci diskten geçmeden önce aşağı akışın tamamen geliştirileceği varsayılmaktadır.

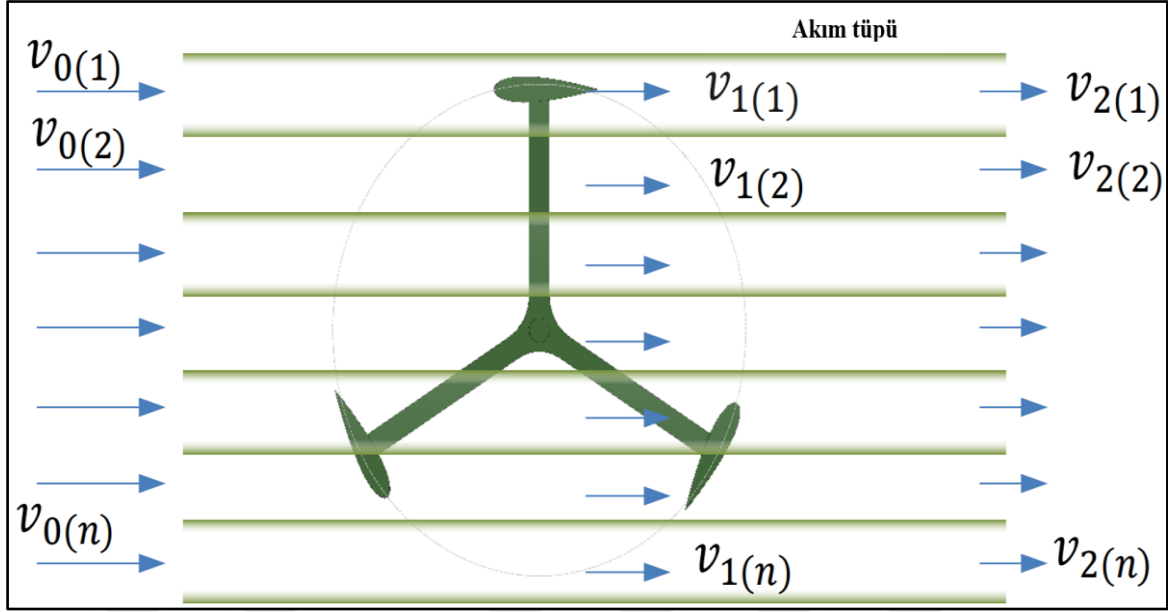


Şekil 2.8. Tekli akış tüpü modeli

Eksenel indüksiyon faktörlerinin değeri, rotorun çalışma durumunu belirler. $\alpha < 0$ için, rotor, akış tüpünün büzüldüğü pervane durumundadır ve itme kuvveti yukarı doğru yönlendirilir ve eğer $\alpha < 0$ ise, a, enerjinin akışkana harcanması gerektiğinden bir tahrik cihazı olarak hareket eder. İndüksiyon faktörünün değeri 0 ile 0,4 arasında olduğunda, rotor pervane durumunda gibi davranacak ve momentum teorisine göre, akış borusu genişledikçe ve itme kuvveti bir sürüklenme kuvveti olarak aşağı doğru yönlendirildiğinden uygulanabilir duruma gelecektir. Bu durum oluştuğunda serbest akıştan enerji elde edilmektedir.

2.5.2. Çoklu akış tüpü modeli (MST)

Tek akış tüpü modelinin geliştirilmiş bir versiyonu Lissaman [72] tarafından elde edilmiştir. Türbinin süpürme hacminin bulunduğu bölge, Şekil 2.9.'da gösterildiği gibi aerodinamik olarak bağımsız çok sayıda paralel akış tüpüne bölünmüştür.

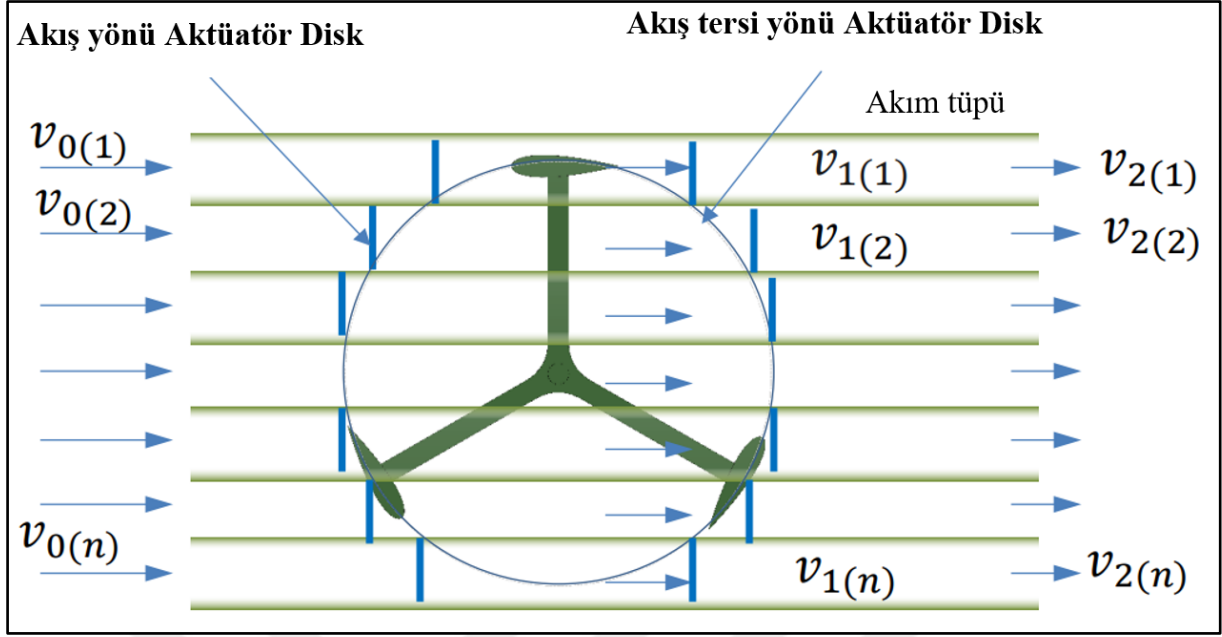


Şekil 2.9. Çoklu akış tüpü modeli

Kanat elemanı ve moment teorisi, her akış tüpü için uygulanır. Rotor gücü, her bir akış tüpündeki değerlerin ortalaması alınarak elde edilir. İlk olarak modelde, indüklenen hızı belirlemek için yalnızca kaldırma kuvveti hesaba katılmıştır[72]. Daha sonra Strickland, modelin daha yavaş yakınsaması riski olmasına rağmen benzer hesaplama için viskoz sürüklenmeyi içerir yeni bir model geliştirmiştir [73]. MST, Muraca destek bağlantı girişi, kanat en-boy oranı ve sağlamlığı ekleyerek modeli daha da geliştirmiştir [74]. Son olarak, Reynolds sayısının etkisi Read ve Sharpe tarafından modele dahil edilmiştir [75]. MST, düşük sağlamlığa sahip hafif yüklü türbinin güç üretimi için oldukça uygun bir analitik yöntem modelidir.

2.5.3. Çift çoklu akış tüpü modeli (DMST)

Şekil 2.10.'da gösterildiği gibi, Paraschivoiu [10] tarafından, MST, rotorun yukarı ve aşağı rüzgâr alanlarının yarım bölgeleri için iki aktüatör diski ve her diskte ilgili indüklenmiş hızları eklenerek geliştirilmiştir. İndüklenen hızlar, θ açısının bir fonksiyonu olarak değişken ve sabit girişim faktörleriyle hesaplanmaktadır. DMST, çift iterasyona neden olan yukarı ve aşağı yönlü rüzgâr için iki girişim faktörü kullanmaktadır. Rüzgârın ters yönü için tork (C_Q) Eş. 2.46 ile, rüzgâr yönündeki tork için (C_Q') Eş. 2.47 ile gösterilmiştir.



Şekil 2.10. Çift çoklu akış tüpü

$$C_Q = \frac{N_{CH}}{2\pi S} \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \int_{-1}^1 C_T \left(\frac{\eta}{\cos \delta} \right) \left(\frac{W}{V_{\infty}} \right)^2 d\theta d\varsigma \quad (2.46)$$

$$C_Q^l = \frac{N_{CH}}{2\pi S} \int_{\frac{\pi}{2}}^{\frac{3\pi}{2}} \int_{-1}^1 C_T^l \left(\frac{\eta}{\cos \delta} \right) \left(\frac{W^l}{V_{\infty}} \right)^2 d\theta d\varsigma \quad (2.47)$$

$$C_p = (C_Q + C_Q^l) X_{EQ} \quad (2.48)$$

Türbin C_p 'si, Eş. 2.48'de gösterilmiştir. Mevcut DMST modeli, akış borusu genişlemesi, kanat geometrisi, dönen kule, destek ve bağlantı noktalarının etkisi dahil olmak üzere ikincil etkileri hesaba katmaktadır. Farklı sağlamlık ve yüksek kanat uç hız oranlarında C_p açısından DMST modeli, literatürdeki birçok deneysel veriyle, iyi bir uyum göstermektedir. DMST modelinin, mevcut diğer matematiksel modellere kıyasla da çok daha doğru tahminde bulunduğu tespit edilmiştir. Bu nedenle DMST modeli, üç kanatlı H-rotorun performansını analiz etmek için oldukça uygun olduğu belirlenmiştir.

3. DENEYSEL ÇALIŞMA

3.1. Deney Düzenegi

Bu tez çalışmasında, Resim 3.1.'de şematik ve gerçek modeli gösterilen, Gazi Üniversitesi Teknoloji Fakültesi Enerji Sistemleri Mühendisliği Bölümü laboratuvarındaki, modifiye edilip güçlendirilmiş olan HM-170 GUNT model açık tip rüzgâr tüneline deneysel çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Modifiye edilmiş rüzgâr tüneline toplam uzunluğu 4500 mm olup, deneysel çalışmanın yapıldığı test alanının uzunluğunun, genişliğinin (T_G) ve derinliğinin (T_D) boyutları sırasıyla 1400; 700; 700 mm'dir. Rüzgâr tüneline, rüzgârın hızının 0 ile 7,5 m/s arasında düzenlenmesine olanak sağlayan 2,2 kW güce sahip aksel fan bulunmaktadır. Rüzgâr tüneline, hava emişinin olduğu bölgeye bal peteği şeklinde akış düzleştirici yerleştirilerek, üniform bir akış amaçlanmıştır.



Resim 3.1. Deney düzeneginin farklı açılardan gösterimi



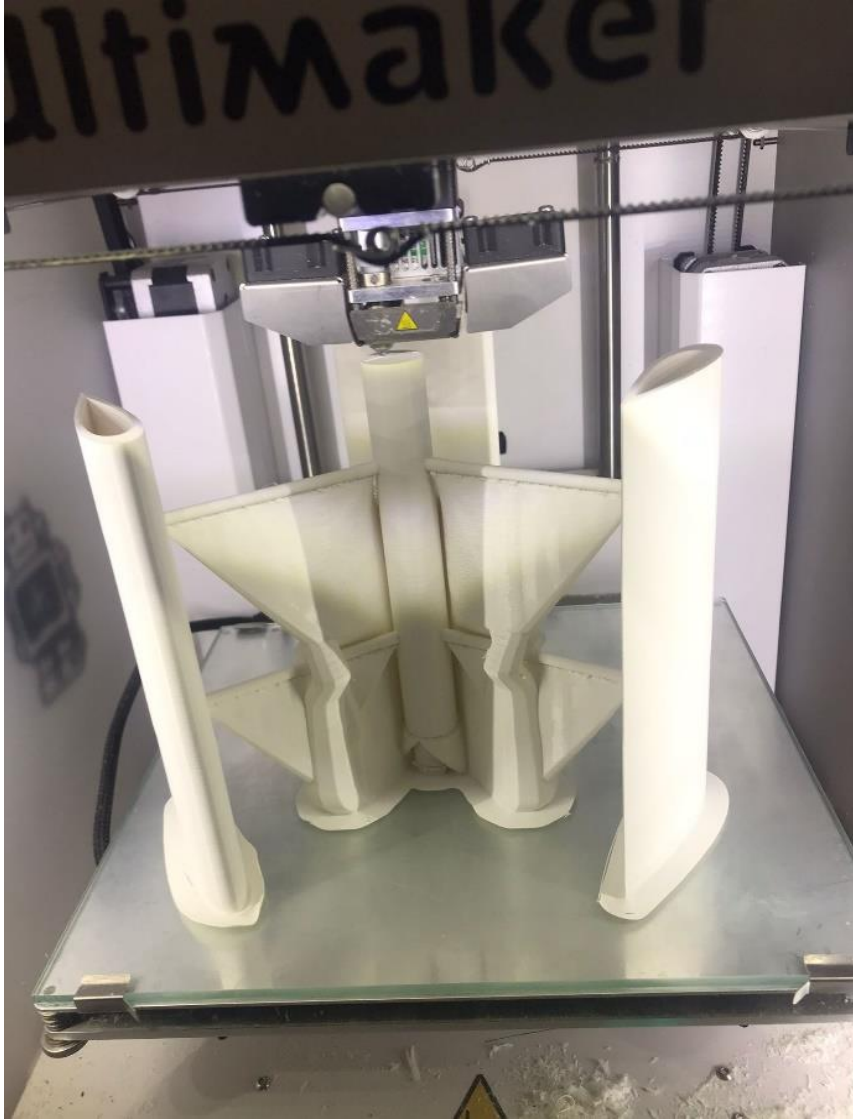
Resim 3.1. (devam) Deney düzeneğinin farklı açılardan gösterimi

Resim 3.2.'de deneysel çalışmada kullanılan temel türbin (B1) ile difüzör- flanş yapısı monte edilen türbin (M3) modellerinin deney düzeneyine entegre edilmiş halleri gösterilmiştir. Şekilde görüldüğü üzere M3 modelinde difüzör-flanş yapısı 1mm kalınlığında galvaniz sac metalden imal edilmiştir. Ayrıca deneyde kullanılan türbin modelinin rotorunu, tünelin alt ve üst yüzeylerine sabitlemek için 2 adet UCP 203 marka bilyalı yataklı rulman kullanılmıştır. Deneysel çalışma öncesi rulmanlar sıvı gres yağ ile temizlenmiştir.



Resim 3.2. B1 ve M3 türbinlerinin farklı açılarda deney düzeneyindeki gösterimi

Deneyisel çalışmada kullanılacak olan rüzgâr türbininin üretim aşaması, Resim 3.3.'de görüldüğü üzere, "Ultimaker 2+ Connect 3D" yazıcıyla gerçekleştirilmiştir. Yazıcıda en yüksek kalite pürüzlülük seviyesinde ABS filament kullanılarak, 1 cm kalınlığında ve içi boşaltılmış türbin üretimleri gerçekleştirilmiştir. Türbin kanat yüzeyi ve destek bağlantı noktaları 2 farklı kalınlıktaki zımparalar ile zımparalanarak yüzey pürüzlülüğü minimize edilmiştir. Rüzgâr türbinin çapı (D) ve kanat veter uzunluğu (v) sırasıyla 195 ve 200 mm olarak üretilmiştir. Bu türbin boyutları, deneyisel çalışmaların en temel sınırlayıcısı olan blokaj etkisini en aza indirmek için belirlenmiştir. Eş. 3.1'de tanımlandığı üzere, blokaj etkisi, türbinin ön yüzey alanının, türbin modelinden geçen akışkan hacminin kesit alanına oranı olarak tanımlanır. Bu çalışmada temel türbin için blokaj oranı (BO) %7,98 olarak elde edilmiştir. Bu değer literatürde kabul görmektedir.



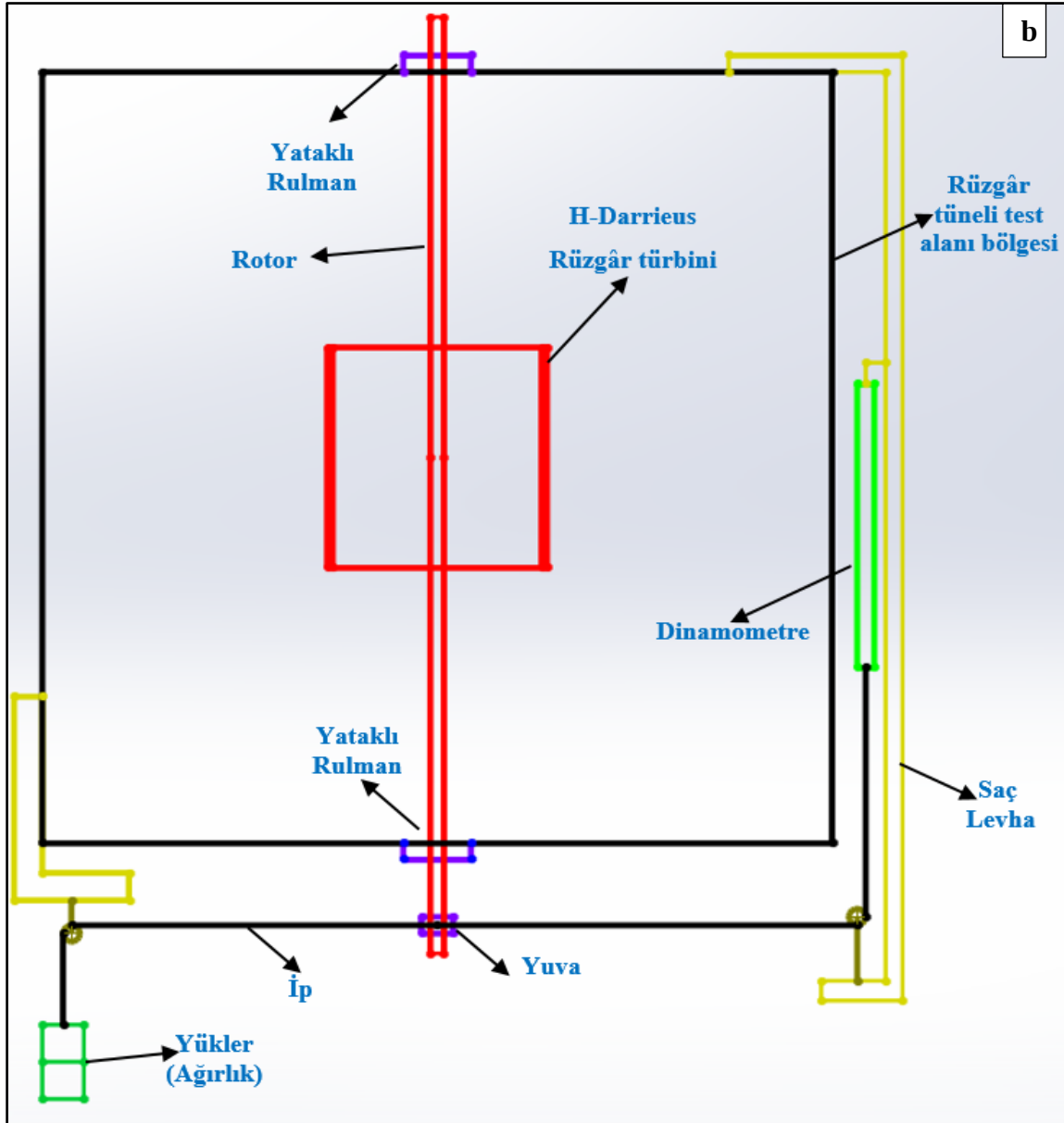
Resim 3.3. Ultimaker 2+ Connect 3D modeli ile kanat imalatı

$$BO = \frac{T_D * T_G}{v * D} \quad (3.1)$$

Rotor aerodinamik torku, Resim 3.4a ve 3.4b’de şematik ve deneysel olarak gösterildiği gibi bir prony fren dinamometresi düzeneği kullanılarak ölçülmüştür. DERT’lerdeki tork ölçümlerinde prony fren sistemi literatürde oldukça yaygın bir şekilde kullanılmaktadır [35-39]. Rotor şaftı üzerindeki açılan bir yuvanın etrafına elastik olmayan bir ip sarılarak, ipin bir ucuna yük (ağırlık) eklenerek frenleme sağlanmış ve ayrıca sarılmış ipin diğer ucu, yaylı ve kalibresi yapılmış dinamometreye bağlanarak ölçüm değerleri alınmıştır. İpin bir ucunda asılı olan ağırlıkların toplamı ile ipin diğer ucundaki dinamometrede okunan değerler Eş. 3.2 yerleştirilerek T değeri belirlenmiştir.



Resim 3.4. Prony fren dinamometresinin a) deneysel ve b) şematik gösterimi



Resim 3.4. (devam) Prony fren dinamometresinin a) deneysel ve b) şematik gösterimi

$$T = (M - S) * (r_{ip} + r_{rotor}) * g \quad (3.2)$$

Burada M ağırlıktır, S dinamometrede okunan değer, r_{mil} shaftın yarıçapıdır ve r_{ip} ipin yarıçapıdır. Rüzgâr türbini kanat ucundaki teğetsel hızın, serbest akışlı rüzgâr hızına oranı olan uç hız oranı (TSR), aşağıdaki Eş. 3.3 ile ölçülmüştür. Çalışmada λ değerinin 0.4 ile 1.8 arasında olduğu durumlar incelenmiştir. λ değeri, çalışmadaki U_{∞} ve R parametrelerinin değerleri sabit olduğundan dolayı sadece ω bağlı olarak değişmektedir.

$$\lambda = \frac{\omega R}{U_{\infty}} \quad (3.3)$$

Burada ω açısal hız, D rotor çapı ve U_∞ serbest akış rüzgâr hızıdır. Denklemden gösterilen rüzgâr tünelineki serbest akış rüzgâr hızı “kimo V-210” marka anemometre cihazı yardımıyla ölçülmüştür. Her ölçüm ortalama 20 sn civarında gerçekleştirilip, rüzgâr hızındaki anlık değişim gözlemlenmiştir. Düşük rüzgâr hızlarında çalışılmasından dolayı, dikkate değer bir dalgalanma gözlemlenmemiştir. Ayrıca denklemden diğer bir parametre olan rüzgâr türbin rotorunun devir ölçümleri “Kimo CT-110” marka takometre cihazı ile hem digital olarak hem de analog olarak devir/dk cinsinden ölçümleri gerçekleştirilmiştir.

Eş. 3.2'den elde edilebilecek tork değeri aşağıdaki Eş. 3.4'e yerleştirilerek tork katsayısı belirlenmiştir. Ardından rotorun güç performansı Eş. 3.5 kullanılarak elde edilmiştir.

$$C_T = \frac{4T}{\rho U^2 D^2 H} \quad (3.4)$$

$$C_P = \lambda * C_T \quad (3.5)$$

3.2. Hata Analizi

Çizelge 3.1.'de gösterildiği üzere türbin boyutları, rüzgâr hızı, rotor devir sayısı ve kuvvet ölçümlerinin yapıldığı cihazların çözünürlük değerleri kullanılarak Eş. 3.6, Eş. 3.7 ve Eş. 3.8 vasıtasıyla λ ve C_t hata değerleri belirlenmiştir [76]. Çizelge 3.2.'de C_t ve λ değerlerinin maksimum % belirsizlikleri gösterilmiştir. Belirsizlik sonuçları incelendiğinde, hata yüzdelerinin deneysel bulgular üzerinde son derece sınırlı bir etkiye sahip olduğu tespit edilmiştir.

$$\frac{\delta(TSR)}{TSR} = \sqrt{\left(\frac{\delta\omega}{\omega}\right)^2 + \left(\frac{\delta U}{U}\right)^2} \quad (3.6)$$

$$\frac{\delta C_P}{C_P} = \sqrt{\left(\frac{\delta(TSR)}{TSR}\right)^2 + \left(\frac{\delta T}{T}\right)^2 + \left(2 \frac{\delta U}{U}\right)^2} \quad (3.7)$$

$$\frac{\delta T}{T} = \frac{\delta S}{S} \quad (3.8)$$

Çizelge 3.1. Ölçüm cihazı belirsizlikleri

Ölçüm Cihazı	Belirsizlik
Kumpas	$\pm 2 \cdot 10^{-5}$ m
Anamometre	± 0.1 m/s
Takometre	± 0.05 N
Dinamometre	± 1 rpm

Çizelge 3.2. Hesaplamalar için maksimum belirsizlikler

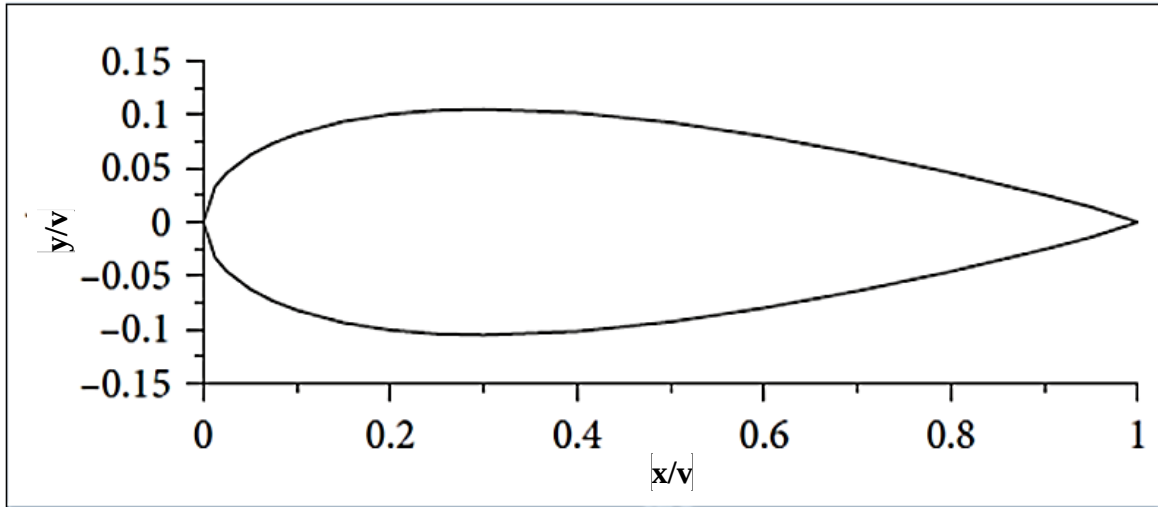
Parametre	Belirsizlik
C_t	$\pm \%2.8$
λ	$\pm \%1.5$

4. H-DARRIEUS RÜZGÂR TÜRBİNİ SAYISAL MODELLENMESİ

4.1. Model Geometrisi ve Akış Alanı

4.1.1. Model geometrisi

Literatürde, DERT'in aerodinamik performansları incelenirken, sayısal analizlerin deneysel çalışma ile karşılaştırılması oldukça sık uygulanan bir yöntemdir. H-Darrieus rüzgâr türbinlerinde 4 haneli NACA (Havacılık Alanında Ulusal Danışma Komitesi) profilleri yüksek performanslarından dolayı literatürde yaygın olarak kullanılmaktadır [77-81]. Bu çalışmada simetrik bir yapıya sahip olan ve literatürde türbin modelleri için sıklıkla tercih edilen NACA-0021 kanat profili kullanılmıştır. NACA-0021 profili kanat modelinin şekil 4.1.'de gösterildiği gibi elde edilmesi CATIA V5 CAD paket programı ile gerçekleştirilmiştir.



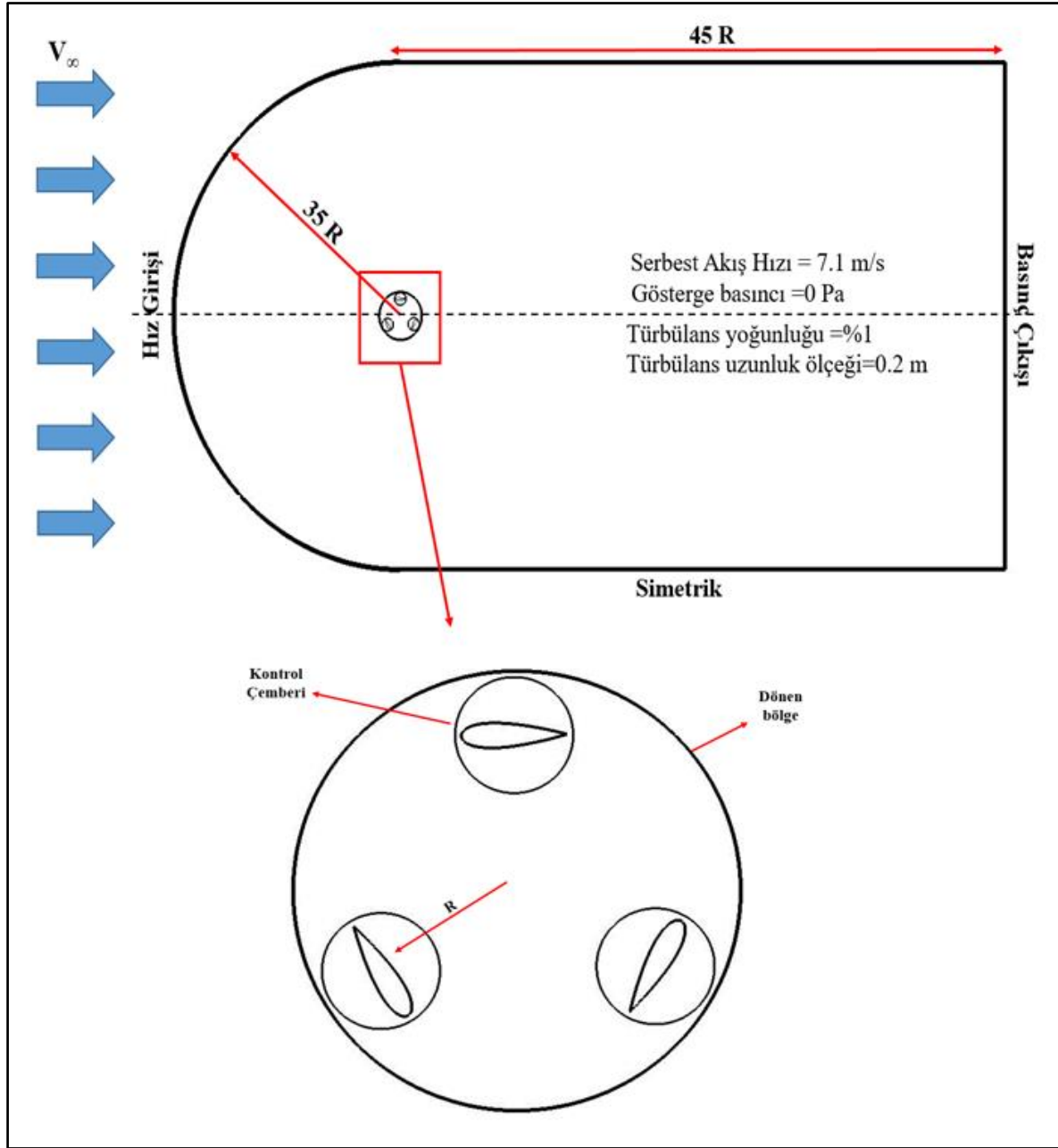
Şekil 4.1. NACA-0021 kanat modelinin aerodinamik şekli

Bu çalışmada, kanatların, yarıçapa (R) olan uzaklığı referans alınarak sınır koşulları belirlenmiştir. Operasyonel parametreler Çizelge 4.1.'de verilmiştir.

Çizelge 4.1. Temel türbinin geometrik parametreleri (B1)

Parametreler	Değerler
Kanat tipi	NACA 0021
Kanat sayısı	3
Türbin Yarıçapı (m)	0,1
Rotor Uzunluğu (m) (2B)	0,195
Veter Uzunluğu (m)	0,2
Sağlamlık ($\frac{Nv}{2\pi R}$)	0,355

C-tipi akış hacmi modeli, rüzgâr yönünün daha etkin ve doğru bir şekilde belirlenmesi nedeniyle literatürde, H-Darrius rüzgâr türbinlerinin aerodinamik performansı ile ilgili çalışmalarda çok sık kullanılmaktadır. Akış hacminin çözümlemelerde bir etki oluşturmaması için, bu çalışmada hız girişi 35R, basınç çıkışı ise 45R olarak belirlenmiştir. Akış hacminin yan yüzeyleri simetri tipi sınır koşulları ile oluşturulmuştur. Şekil 4.2.'de, temel türbin için standart parametreler gösterilmektedir.



Şekil 4.2. DERT'in dönme ve akış hacmi alanının kesit görünümü

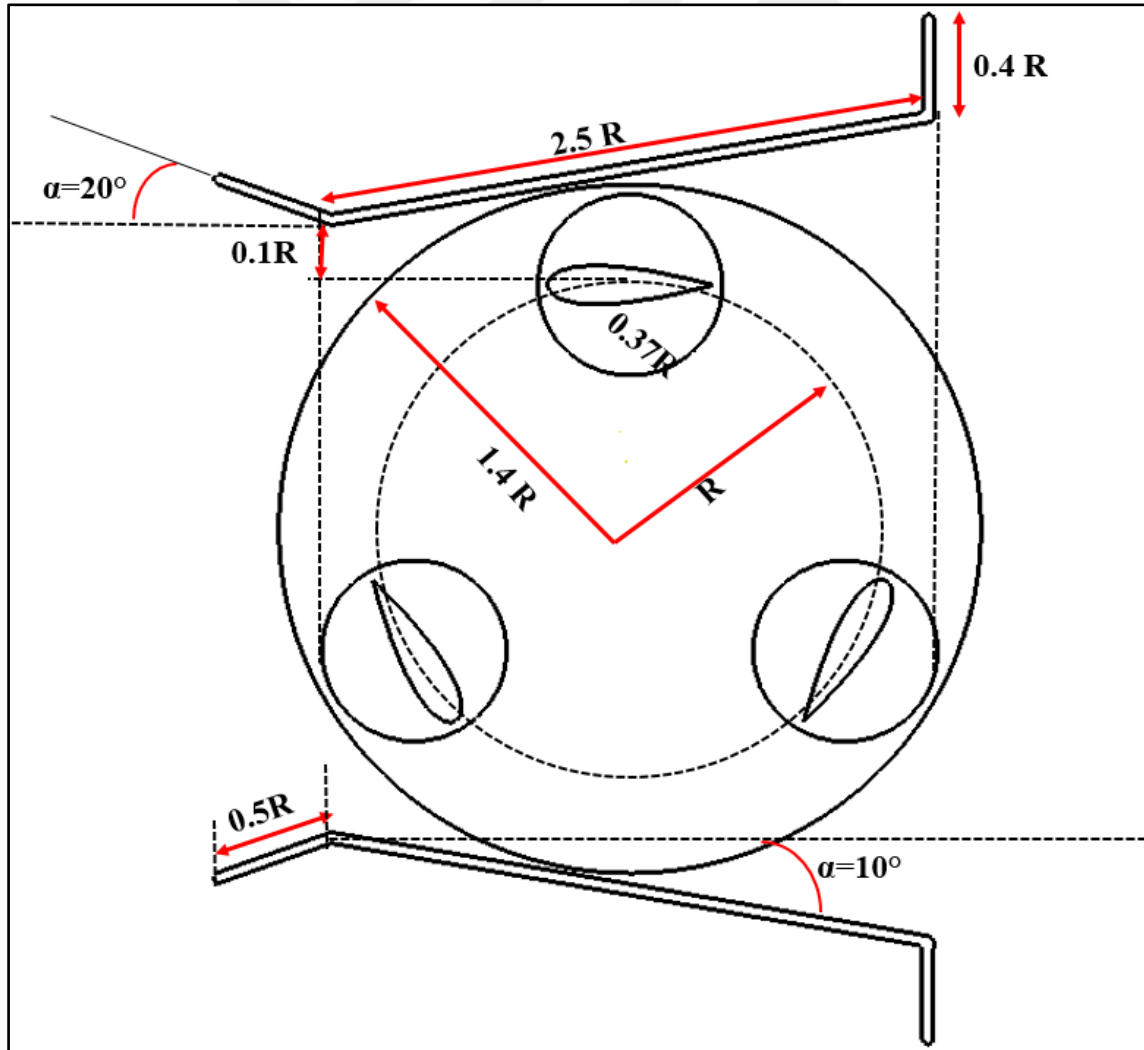
4.1.2. Türbin kanal yapısı

Kanal modeli YERT uygulamalarında yaygın olarak kullanılmaktadır ancak DERT'te son derece sınırlıdır. Bu nedenle kanal modelinin boyutları belirlenirken referans bir çalışmadan değer elde etmek mümkün değildir. Bu çalışmadaki kanal modelinin boyutları, DERT çalışma prensibi göz önünde bulundurularak belirlenmiştir. Çalışmada kanal modelinin her bir parçasının etkisinin incelenmesi amaçlanmıştır. Bu nedenle çizelge 4.2.'de görüldüğü gibi temel türbin, difüzör, nozul-difüzör, difüzör-flanş ve nozul-difüzör-

flanş yapıları ayrı ayrı modellenmiştir. Bağlantı göbek bölgesi (hub) ve kanal arasındaki ilişki, türbin modelinin (R) yarıçapına atıfta bulunarak Şekil 4.3.'te ifade edilmiştir.

Çizelge 4.2. Rüzgâr türbini kanal parametreleri

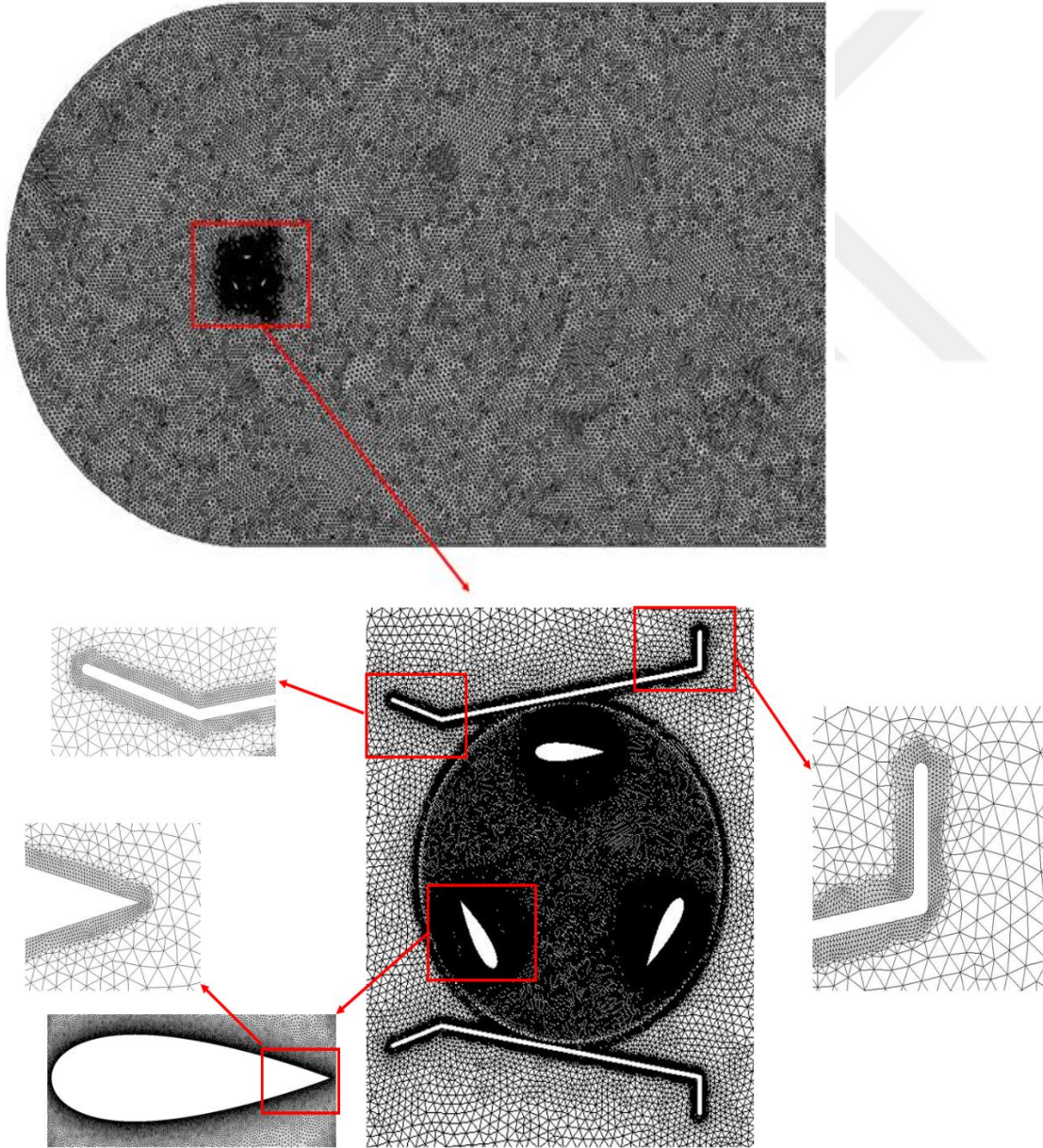
	Nozul	Difüzör	Flanş
B1	-	-	-
M1	-	✓	-
M2	✓	✓	
M3	-	✓	✓
M4	✓	✓	✓



Şekil 4.3. DERT kanal yapısının boyutları

4.2. Ağ Örgüsü Yapısı

Literatürde dinamik kuvvet analizlerinde yaygın olarak kullanılan “sliding mesh” bu çalışmadaki hareketli bölgeler için ağ yapısı olarak uygulanmıştır. Şekil 4.4.'te görüldüğü gibi modelde, üçü kontrol çemberi (cc1, cc2 ve cc3), hub ve akış hacmi olmak üzere 5 farklı yüzey üzerinde ağ bölgeleri oluşturulmuştur. Tüm yüzeylerde üçgen ağ yapısı kullanılmıştır. Kanada yakın bölgelerdeki türbülans yoğunluğu (Tİ), akış hacminin diğer kısımlarına göre çok daha fazladır. Bu nedenle, kanatlara yakın bölgelerden akış hacminin duvar yapısına doğru, giderek artan ağ boyutlarının belirlenmesi uygun görülmüştür.



Şekil 4.4. M4 modeli ağ dağılımı

Kanat yüzeyindeki hız sınır tabakası bölgesinde, “inflation” adı verilen 20 ağ tabakası, birinci tabaka yaklaşık 2,8 mm ($\approx 0,045$ d) olacak şekilde uygulanmıştır. Yüzey geçişleri için bir arayüz oluşturularak, yüzeyler arasındaki ağ örgüsü boyutlarındaki farklılık sorunu ortadan kaldırılmıştır. Ayrıca hem göbek ile kontrol hacim arayüz geçiş yüzeyinde hem de kanat yüzeylerinde ani değişikliklerden kaynaklanan yüksek çarpıklığı önlemek için “refinement” modülü kullanılmıştır.

Diğer yandan, kanal yüzeyinde oluşturulan ağ örgüsü çözümün doğruluğu açısından son derece önemlidir. Nozul yapısının başlangıcında hızlanan akış ve difüzör ile dönme bölgesi arasında çok küçük bir bölgede yoğunlaşan akıştan kaynaklı yüksek türbülans yoğunluğu meydana gelmiştir. Bu yüzden, bu bölgelerdeki çözümlerin doğru yapılabilmesi için düşük çarpıklığı sağlamak adına “refinement” modülü kullanarak kaliteli bir ağ yapısı oluşturulmuştur.

4.3. Ağ Örgüsü Bağımsızlığı

Bir önceki bölümde belirlenen ağ boyutları baz alınarak daha doğru sonuçlar elde edilmesi amaçlanmıştır. Bununla birlikte, daha kaliteli ağ yapısı için yüksek hesaplama süresi ve geniş depolama alanları gerekebilir. Bu bağlamda optimal ağ yapısının belirlenmesi son derece önemlidir. Şekil 4.5.'te temel türbin için 1 TSR'de 9 farklı ağ sayısındaki C_p değerleri incelenmiştir. Şekil incelendiğinde C_p , 6.25×10^5 ağ örgüsü sayısından sonra kararlı olduğu için bu çalışmada yapılan tüm sayısal analizlerde ortalama bu ağ örgüsü sayısı ile devam edilmiştir.



Şekil 4.5. H-Darrieus rüzgâr türbini aerodinamik performansına ızgara sayısının etkisi

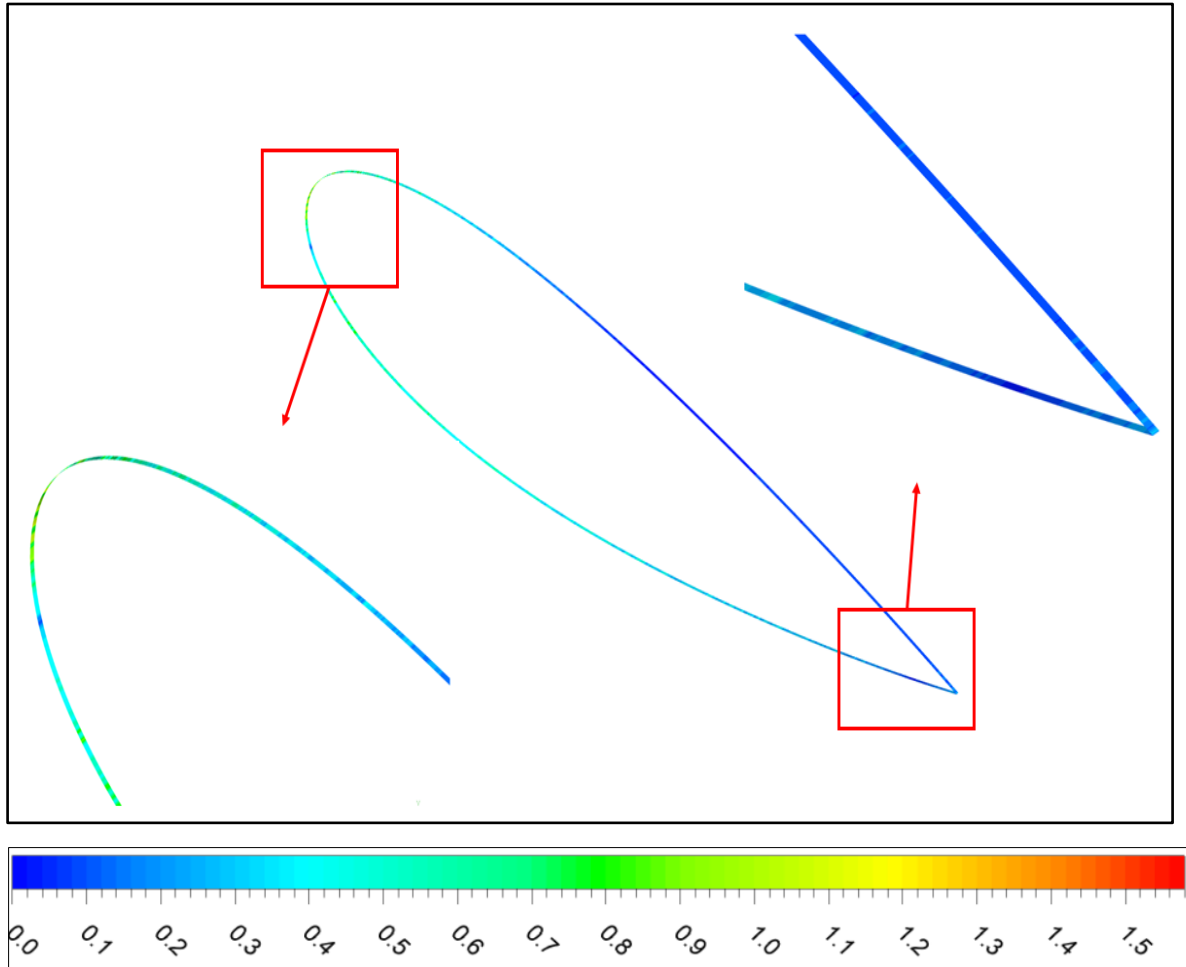
Kanada yakın bölgelerde yüksek basınç ve hız farklarının oluşmasından dolayı tüm model için oluşturulan ağ sayısının büyük bir kısmının bu bölgede olduğu daha önce belirtilmişti. Kanat yüzeyine yakın bölgelerde bu kadar çok sayıda ağ örgüsü oluşturulması, ağ örgüsü kalitesinin düşmesine ve bu durumda düzensiz ve büyük en-boy oranı değerlerine sahip ağ hücrelerinin oluşmasına neden olur. Ağ kalitesinin bozulmasını önlemek için, Eş. 4.1'de formüle edildiği gibi kanat yüzeyine bir “inflation” tabakası uygulanmıştır.

$$y^+ = \frac{u_t \cdot y}{\nu} \quad (4.1)$$

burada y^+ boyutsuz sayıyı gösterir, u_t kanada en yakın yüzeydeki sürtünme hızıdır, y kanat yüzeyine en yakın tabakanın kalınlığıdır ve ν dinamik viskozitedir.

Sınır katmanı 4 farklı şekilde sınıflandırılmıştır: bir alt katman ($y^+ \leq 5$), tampon ($5 \leq y^+ \leq 30$), “log-law” bölgesi ($5 \leq y^+ \leq 500$) ve görünüm katmanı [82-83]. Şekil 4.6.'da, temel türbinin 90° θ açısında bir kanadın yüzeyindeki y^+ değerleri gösterilmektedir. Bu θ açısının seçilmesinin iki nedeni vardır: en yüksek basınç farkı ve T değeri. 90° hücum

açısında “inflation” kullanılarak yüksek ağ kalitesi elde edilirse, diğer θ açılarında bu “inflation” kullanılarak doğru çözünürlükler elde edilebilir. Skalada görüldüğü gibi kırmızı tonlar $1.5 \leq y^+$ temsil eder ve bu renk tonu kanat yüzeyinin hiçbir yerinde oluşmamıştır. Hücüm kenarı bölgesinde ortalama $y^+=1$ civarındayken, arka kenarda 0,1'dir. Genellikle kanadın tüm yüzeylerindeki y^+ değeri literatürde kabul edilebilir bir düzey olan 1'den küçüktür [84-85].



Şekil 4.6. TSR = 1'de 90° θ açısı için temel türbin için y^+

4.4. Zaman Adımı Bağımsızlığı

Courant-Friedrichs-Lewy (CFL), sayısal analizde zaman adımı ile doğru çözüm arasında yakın bir ilişki olduğunu belirtmektedir. Kaliteli bir ağ uygulamak gerekli olsa da, yüksek hesaplama maliyeti sürelerinden kaçınmak için uygun zaman adımı belirlenmelidir. Literatürde hesaplama sürelerini azaltmak için, rüzgâr türbininin ilk turlarda elde edilen sonuçlar, gerçek sonuçlara da oldukça uzak olduğu için 2. veya 3. turun çözümlemeleri

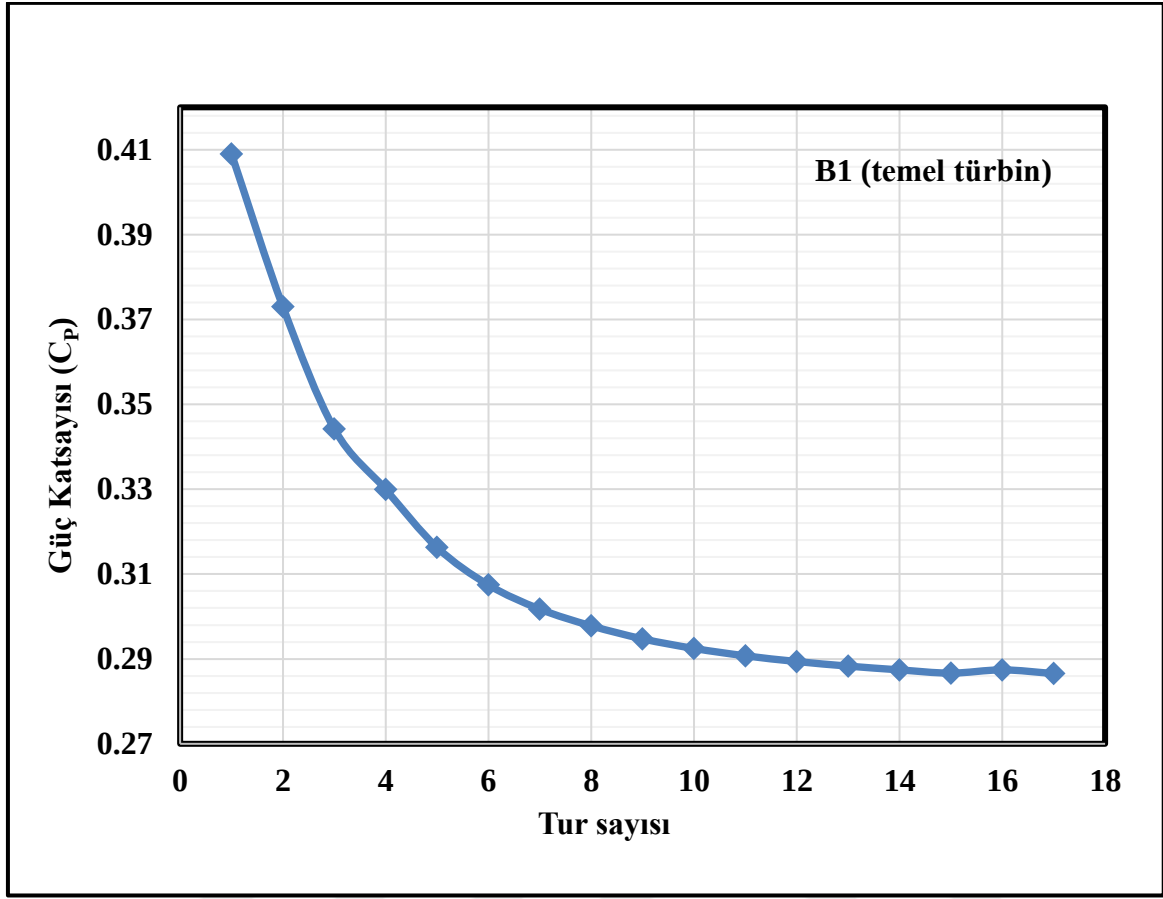
yüksek zaman adımlarında ($\Delta\phi=4-8^\circ$) analiz edilirken, son turlarda ise küçük zaman adımı aralıklarında ($\Delta\phi=0.5-1^\circ$) analizler gerçekleştirilmektedir [86-89]. Ancak bu çalışmada, çalışma aralığı çok büyük olmamasından dolayı tüm türbin turlarında aynı zaman adımı ile analizler yapılmıştır. Çizelge 4.3.'te, B1'de $\lambda=1$ için $0,5$ ve 32° zaman adımları arasındaki C_p değerleri gösterilmiştir. Çizelge 4.3. incelendiğinde C_p değeri 1° zaman adımında hata oranı %1'in altında olduğu için diğer tüm analizlerde bu değer kullanılmıştır.

Çizelge 4.3. Farklı θ açısı artışları için ortalama güç katsayısı

θ açısı artışları	Zaman adımı boyutları	C_p	Hata (%)
32°	0,007579	0,24	-
16°	0,003789	0,27	12
8°	0,001894	0,277	2,6
4°	0,000948	0,282	1,81
2°	0,000474	0,286	1,42
1°	0,000236	0,288	0,99
0.5°	0,000118	0,29	0,64

4.5. Tur Sayısından Bağımsızlık

Bu çalışmada, Şekil 4.7.'de gösterildiği gibi B1 türbininde $\lambda = 1$ değerinde 17 tur için C_p değerleri elde edilmiştir. Şekil incelendiğinde, 14. tura kadar her turda C_p değeri önemli ölçüde farklılık göstermiştir. 14. turdan sonra, bağıl hata oranı %1'den düşüktür. Bu bağıl hata oranı literatürle kabul görmektedir [82, 86, 90].



Şekil 4.7. 1 TSR’de B1 türbin modelinin tur sayısının C_p üzerindeki etkisi

4.6. Türbülans Modeli

Sayısal çalışmaların birçok farklı uygulama alanında kullanımı mevcuttur. Farklı uygulama alanlarına uygun türbülans modelinin seçilmesi çözümün doğruluğu için son derece önemlidir. Türbülans modellerinin alt yapısının temelinde, analitik olarak çözümlenen denklem farklılıkları vardır. Son dönemde, literatürdeki sayısal olarak incelenen aerodinamik ve dış akış uygulamalarının çok büyük bir bölümünde “k- ϵ Realizable enhanced wall treatment” yada “k- ω SST” türbülans modelleri kullanılmıştır. Bu tez çalışmasında, bu iki türbülans modeli literatürde kabul görmüş Elkhoury [91] ve mevcut yapılan deneysel çalışma ile karşılaştırılmıştır.

İlk olarak süreklilik, enerji ve momentum temel denklemleri ifade edilmiştir. Ardından sayısal analizde kullanılan “k- ϵ Realizable enhanced wall treatment” ve “k- ω SST” türbülans modeli denklemlerinin içerikleri gösterilmiştir.

Kararsız, sıkıştırılabilir akış için süreklilik denklemi.

$$\frac{\partial(\rho u_x)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho u_y)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho u_z)}{\partial z} + \frac{\partial(\rho)}{\partial t} = 0 \quad (4.2)$$

burada u_x , u_y ve u_z sırasıyla x , y ve z yönlerindeki akışkan hızlarıdır ve ρ akışkanın yoğunluğudur.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \vec{v}) + \nabla \cdot (\rho \vec{v} \vec{v}) = -\nabla p + \nabla \cdot (\vec{\tau}) + \rho \vec{g} + \vec{F} \quad (4.3)$$

Burada $\vec{g}$, $\vec{F}$ ve $\vec{\tau}$ sırasıyla yerçekimi ivmesi, kuvvet sensörü ve gerilme sensörü olarak ifade edilmektedir.

$$\vec{\tau} = \mu[(\nabla \vec{v} + \nabla \vec{v}^T)] - \frac{2}{3} \nabla \cdot \vec{v} I \quad (4.4)$$

Akışkan davranışı, akışkan özellikleri olan hız vektörü u (x , y ve z yönlerinde u , v ve w bileşenleri ile), P , ρ , μ , k ve T açısından karakterize edilebilir. Bu akışkan özelliklerinde değişiklikler uzay ve zaman içinde meydana gelebilir. ANSYS paket programı kullanılarak, bu değişiklikler yukarıda listelenen fiziğin korunum yasalarını izleyerek akışkanın küçük ayrıklaştırma (discretization) methodu ile hesaplanır.

Türbülanslı akışta görülen çok küçük ölçekli ve yüksek frekanslı dalgalanmaları modellemek, hesaplama açısından engelleyici olacağından, türbülans etkilerini simüle etmek için zaman ortalamalı yöntemler türetilmiştir. Bu modellerde, ortalama türbülanslı akış alanını simüle etmek için terimler tanıtılmaktadır. Böylece küçük ölçekli türbülanslı davranışın Navier-Stokes denklemleri tarafından açıkça hesaplanması gerekmez. Bunun yerine, modeli kapatmak ve tüm türbülanslı akış ölçeklerini modellemek için “transport” denklemleri çözülür. Bunlar, gerekli işlem gücünü önemli ölçüde azaltan ve türbülans modellemesini çok çeşitli türbülanslı akış problemleri için pratik hale getiren *Reynolds – ortalama Navier Stokes (RANS)* türbülans modelleri olarak adlandırılır. Reynolds ortalamasını içeren türbülans modellerinde, tam Navier stokes akış çözümü, değişen ve

zaman ortalamalı bileşenlerine ayrılır. Herhangi bir skaler akış özelliğinin genel formu şu şekilde verilebilir:

$$\phi = \bar{\phi} + \phi^t \quad (4.5)$$

burada $\bar{\phi}$ ortalama özellik değeri ve ϕ^t değişken değeridir. Akış değişkenlerinin zaman ortalamalı değerleri standart Navier-Stokes denklemlerinde değiştirilirse, Reynolds ortalamalı Navier-Stokes denklemleri elde edilebilir:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \partial_i \rho \partial_j) = \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \delta_{ij} \frac{\partial u_l}{\partial x_l} \right) + \frac{\partial}{\partial x_j} (-\rho \overline{u_i^t u_j^t}) \right] \quad (4.6)$$

İki denklemlili RANS türbülans modelleri, türbülanslı girdaplar tarafından üretilen momentum geçişinin girdap viskozitesi (μ_t) olarak modellenen, Boussinesq hipotezi olarak kullanılır. Teori, Reynolds stres tensörünün, τ_{ij} 'nin, aşağıdaki gibi tanımlanan gerinim tensörü S_{ij} oranıyla orantılı olduğunu belirtmektedir:

$$\bar{S}_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \quad (4.7)$$

olarak birleştirilebilirler.

$$\tau_{ij} = 2\mu_t \bar{S}_{ij} - \frac{2}{3} k \delta_{ij} \quad (4.8)$$

$$-\rho \overline{u_i^t u_j^t} = \mu_t \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \left(\rho k + \mu_t \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \right) \delta_{ij} \quad (4.9)$$

Boussinesq varsayımı, düşük bir hesaplama süresiyle türbülanslı viskoziteyi hesaplamak için bir yöntem sağlar. Bununla birlikte, ana dezavantajı, Reynolds stres tensörünün gerinim hızı tensörü ile orantılı olmasıdır. Bu kesinlikle doğru bir yaklaşım değildir ve aslında güçlü ivmeleri veya yüksek eğriliği olanlar da dahil olmak üzere akışların düzensizliği için geçersizdir. Aşağıda açıklanan Realizable k- ϵ ve SST k- ω modelleri gibi bu eksikliği gidermeye çalışan modeller geliştirilmiştir [10].

4.6.1. Realizable k- ε türbülans modeli

Dönen bölgeler için k-ε türbülans modelleri ailesinin bir üyesi olan k-ε “Realizable” kullanılmaktadır. Standart k-ε türbülans modeline göre k-ε “Realizable” türbülans modelinin avantajları, devirdaim, güçlü basınç gradyanları, akış ayrımı ve Reynolds stres tensörü ile gerinim hızı arasında varsayılan bağıntıyı esas alması ile akışlarda iyileştirilmiş performans göstermektedir.

“Realizable” k-ε modelinde k ve ε için transport denklemleri olarak aşağıda verilmiştir

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho k u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_t} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \epsilon - Y_M + S_k \quad (4.10)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \epsilon) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \epsilon u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right] + \rho C_1 S_\epsilon - \rho C_2 \frac{\epsilon^2}{k + \sqrt{\nu \epsilon}} + C_{1\epsilon} \frac{\epsilon}{k} C_3 G_b + S_\epsilon \quad (4.11)$$

$$C_1 = \max \left[0,43, \frac{\eta}{\eta+5} \right] \quad (4.12)$$

$$\eta = S \frac{k}{\epsilon} \quad (4.13)$$

ve

$$S = \sqrt{2 S_{ij} S_{ij}} \quad (4.13)$$

“Realizable” k-ε modelinin standart k-ε modeline göre biçimindeki temel fark, C_μ 'nin belirlenmesinde sabit olmayıp aşağıdaki eşitlikler ile hesaplanmasıdır [8].

$$C_\mu = \frac{1}{\frac{k U^*}{A_0 + A_S \epsilon}} \quad (4.13)$$

$$U^* = \sqrt{S_{ij} S_{ij} + \widetilde{\Omega}_{ij} \widetilde{\Omega}_{ij}} \quad (4.14)$$

$$\widetilde{\Omega}_{ij} = \Omega_{ij} - 2\epsilon_{ijk}\omega_k \quad (4.15)$$

$$\widetilde{\Omega}_{ij} = \overline{\Omega}_{ij} - \epsilon_{ijk}\omega_k \quad (4.16)$$

4.6.2. SST k- ω türbülans modeli

“Shear-stress transport (SST)” ile k- ω türbülans modeli, yüzeye yakın bölgedeki akışı hesaplamak için birleştiren bir tür hibrit modeldir. Bu, k- ϵ modelinin, ters basınç gradyanları olan sınır tabakalar için yetersiz, yüzeye yakın performans sorununa yanıt olarak tasarlanmıştır. Duvardan uzaktaki serbest akış (türbülanslı) bölgesinde, akış özelliklerini elde etmek için standart bir k- ϵ modeli kullanırken, türbülanslı kinetik enerji yayılım terimi (ϵ) yerine ikinci bir değişken olarak türbülans frekansı (ω) kullanılarak duvara yakın değiştirilmiş bir k- ω modeli kullanılır. Sınır tabaka akışının sonuçları üzerinde güçlü bir etkiye sahip olması beklenir ve bu duvara yakın akışın uygun şekilde modellenmesi, hesaplamaların doğruluğu için önemlidir. SST k- ω modeli, k- ϵ türbülans modeline benzer, ancak ikinci değişken olarak ϵ yerine, $\omega = \frac{\epsilon}{k} [s^{-1}]$ ifade edilen türbülans frekans değişkenini kullanır. SST k- ω modeli, k- ϵ modelinde olduğu gibi Reynolds gerilmelerini hesaplar.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho k u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) grad(k) \right] + P_k + \beta^* \rho k \omega \quad (4.17)$$

$$P_k = \left(2\mu_t \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial \bar{x}_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial \bar{x}_i} \right) - \left(\frac{2}{3} \rho k \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \delta_{ij} \right) \quad (4.18)$$

Çizelge 4.4. Eş. 4.17’deki parametrelerin tanımlamaları

$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k)$	Zamana bağımlı terim	k değişim oran
$\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho k u_j)$	Konvektif taşıma	k'nin konveksiyonla taşınması
$\frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) grad(k) \right]$	Yaygın taşıma	k'nin türbülanslı difüzyon taşınımı
P_k	Üretim terimi	k'nin üretim oranı
$\beta^* \rho k \omega$	Kayıp	k'nin yitim oranı

σ_k and β^* eşitlikte sabittir..

k- ω modeli için turbulans frekansının taşınım denklemi;

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\rho\omega) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho\omega u_i) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_{\omega,1}} \right) grad(\omega) \right] + \gamma_2 \left(2\rho \frac{\partial U_i}{\partial x_j} \frac{\partial U_i}{\partial x_j} - \frac{2}{3} \rho \omega \frac{\partial U_i}{\partial x_j} \delta_{ij} \right) - \beta_2 \rho k \omega^2 \\ + 2 \frac{\rho}{\sigma_{\omega,2} \omega} \frac{\partial k}{\partial k} \frac{\partial \omega}{\partial u_k} \end{aligned} \quad (4.18)$$

Burada $\sigma_{\omega,1}$, γ_2 , β_2 ve $\sigma_{\omega,1}$ sabit değerlerdir [10].

4.7. Çözüm Parametreleri

H-Darrieus rüzgâr türbini, düşük serbest akış hızı nedeniyle yavaş açısal hızlarda dönmektedir. Ayrıca, düşük dönüş hızı nedeniyle sıkıştırılamaz akış ($Ma \leq 0,3$) olarak tanımlanır. ANSYS-Fluent programında farklı türbülans modelleri kullanılarak hem kararlı hal hem de geçiş uygulamalarının sayısal analizi yapılabilmektedir. Bu akış analizleri, 2B Kararsız Reynolds-Ortalama Navier Stokes denklemlerini (URANS) kullanır. “The second-order upwind scheme” modülü tüm faktörler için ayrıklaştırmada sayısal difüzyonu en düşük seviyede tutmak için kullanılmıştır. Çalışmada Ankara, Türkiye ortam koşulları dikkate alınarak akışkan yoğunluğu ve dinamik viskozite sırasıyla $1,19 \text{ kg/m}^3$, $1,768 \times 10^{-5} \text{ Pa.s}$ olarak belirlenmiştir. Ayrıca sayısal çalışmalarda ana rüzgâr hızının ortalamasındaki dalgalanma ihmal edildiğinden türbülans yoğunluğu (TI) 1 olarak belirlenmiştir [83, 91-92].

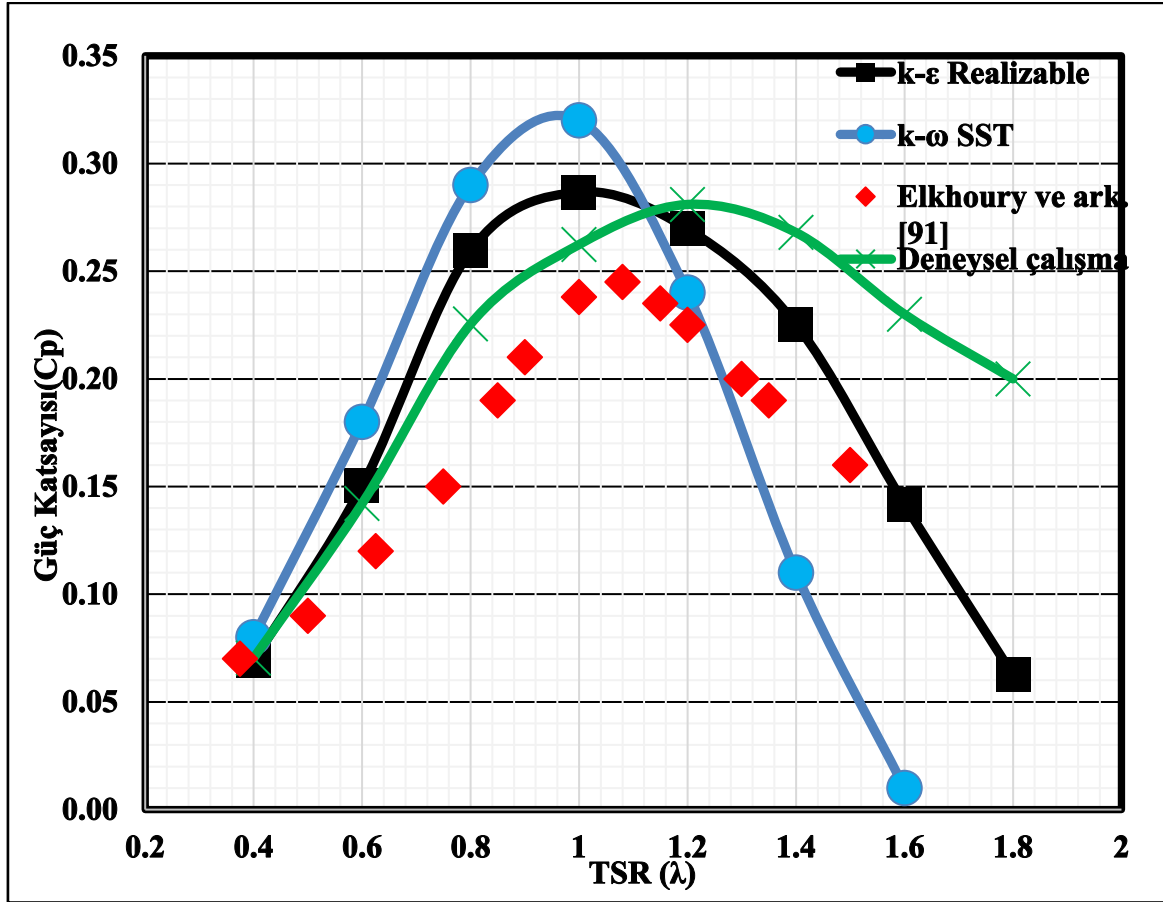


5. BULGULAR VE TARTIŞMALAR

5.1. Doğrulama ve Türbülans Modeli

Ağ sayısı, tur sayısı ve zaman adımı bağımsızlığı sağlandıktan sonra güvenilir sayısal sonuçlar elde etmek için türbülans modelinin belirlenmesi gerekmektedir. Şekil 5.1.'de $k-\epsilon$ ve $k-\omega$ SST türbülans modelleri olmak üzere 2 farklı sayısal analizin ve bu çalışmadaki deneysel bulgulardan elde edilen, B1'in C_p değerleri, Elkhourly ve ark. [91] tarafından elde edilen deneysel sonuçlar ile karşılaştırılmıştır. Şekil 5.1.'de düşük λ değerlerinde hem türbülans modellerinin hem de deneysel çalışmadan elde edilen bulguların, Elkhourly sonuçlarıyla benzer bir eğime sahip olduğu görülmektedir. Ancak, $k-\epsilon$ “realizable” modelinin maksimum C_p değerinin hem deneysel sonuçlara hem de Elkhourly sonuçlarına, $k-\omega$ SST'den daha yakın olduğu da gözlemlenmiştir. Bu nedenle literatürde yaygın olarak kullanılan [93-94] $k-\epsilon$ türbülans modelinin bu çalışmada tüm sayısal analizlerde kullanılması uygun görülmüştür.

$k-\epsilon$ türbülans modeli tarafından elde edilen pik C_p sonuçları ile deneysel çalışma ve Elkhourly tarafından elde edilen sonuçlar arasında sırasıyla %3.47 ve %11.9 fark olduğu tespit edilmiştir. Elkhourly ile farklı kanat modelleri, en-boy oranı ve türbin boyutları nedeniyle oluşan bu C_p farkı, benzer bir eğimin elde edildiği düşünüldüğünde oldukça kabul edilebilir. Ancak λ değerinin artmasıyla bu çalışmadaki deneysel sonuçların, hem Elkhourly hemde diğer türbülans modellerinden elde edilen sonuçlar arasındaki farkın dikkate değer şekilde arttığı görülmektedir. λ değerinin artmasıyla açışal hızda aynı oranda artmaktadır. Bu yüzden, türbin rotoru ne kadar kalın imal edilmiş olsa da yüksek devir/dk değerlerine ulaşıldığında, deneysel çalışmada belirli bir titreşim meydana gelmektedir. Bu durum tork değerlerinin üzerindeki titreşimin etkisinin olduğunu göstermektedir.

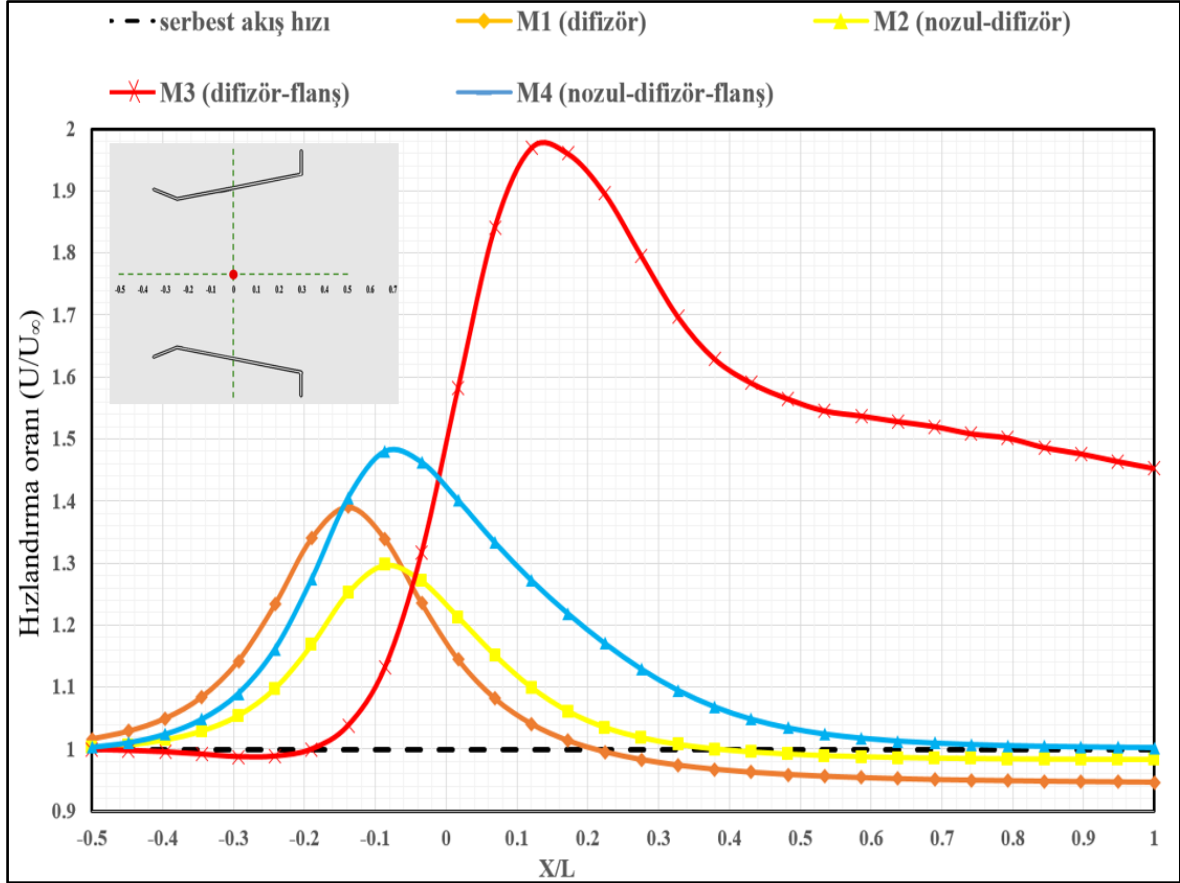


Şekil 5.1. 2 farklı türbülans modeliyle deneysel çalışmanın, Elkhourly [91] sonuçlarıyla C_p açısından karşılaştırılması

Doğrulama yapıp türbülans modelinin belirlenmesinden sonra ilk olarak, 4 kanal modelinin içinde H-Darrieus rüzgâr türbini modeli olmadan kanal içindeki hız profilinin karakteristiği incelenmiştir. Ardından çeşitli kanal modelleri ile tasarlanan H-Darrieus türbin modelleri difüzör (M1), nozul-difüzör (M2), difüzör-flanş (M3) ve nozul-difüzör-flanş (M4) yapıları C_t ve C_p açısından konvansiyonel temel türbin (B1) ile karşılaştırılarak, akış karakteristiği analiz edilmiştir. Son olarak temel ve modifiye edilmiş türbin modellerinin akış karakteristikleri incelenmiştir.

5.2. Kanal Yapısı Analizi

Bu bölümde, H-Darrieus rüzgâr türbini dahil edilmeden sadece difüzör, nozul-difüzör, difüzör-flanş ve nozul-difüzör-flanş kanallarının optimum hızlanma oranı açısından incelenmiştir.

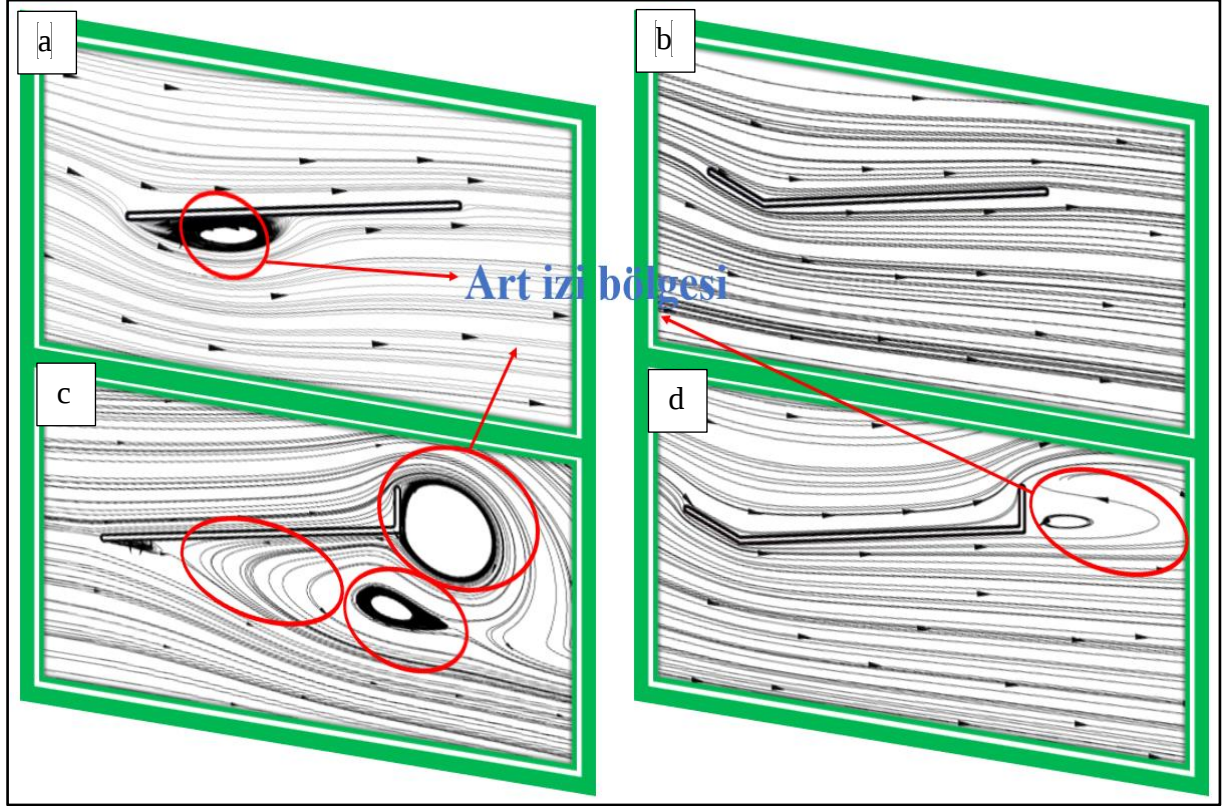


Şekil 5.2. X-ekseni boyunca 4 kanal modelinin rüzgâr hızı dağılımı

Şekil 5.2.'de görüldüğü üzere, x-ekseni boyunca 4 kanalın akış hacminde hız karakteristiği incelenmiştir. Difüzör, nozul-difüzör, difüzör-flanş ve nozul-difüzör-flanş kanallarının x-ekseni boyunca rüzgâr hızları incelendiğinde, hızlanma oranı (U/U_∞) değerleri sırasıyla %39, %29, %96 and %47 olarak elde edilmiştir. Hızlanma oranı açısından difüzör ve nozul-difüzör kanalları karşılaştırıldığında, nozulun olumsuz etkisi gözlemlenmiştir. Aynı olumsuz etki difüzör-flanş ve nozul-difüzör-flanş kanallarında arasında da görülmektedir.

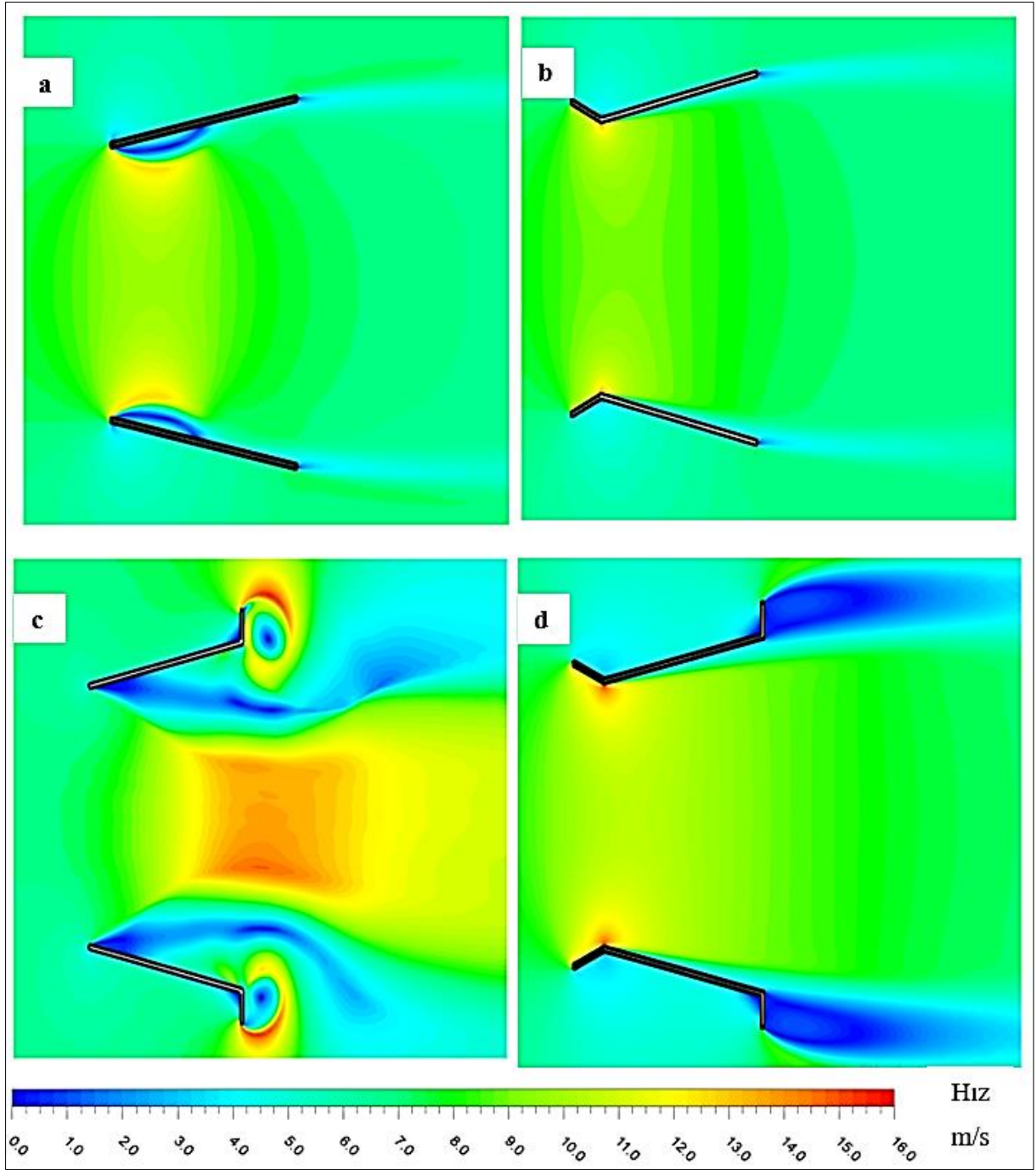
Difüzör-flanş kanalı, $x/L = 0$ 'dan akış hacminin sonuna kadar olan bölgedeki ortalama hızlanma oranı açısından diğer kanallarla karşılaştırıldığında, difüzör-flanş kanalının performansının oldukça yüksek olduğu gözlenmiştir. Ayrıca diğer kanal modellerinden farklı olarak difüzör-flanş kanalında maksimum U/U_∞ , kanalın arka bölgesinde gerçekleşmiştir ($x/L=0,14$). $-0,3 \leq x/L \leq 0,3$ bölgesindeki difüzör, nozul-difüzör, difüzör-flanş ve nozul-difüzör-flanş kanallarında 7 farklı noktadan elde edilen hızlanma oranı değerlerinin ortalaması sırasıyla 1,16, 1,15, 1,51, ve 1,27 olarak elde edilmiştir. -

$0,3 \leq x/L \leq 0,3$ bölgesinin detaylandırılmasının nedeni, bir sonraki bölümde türbinin, tünel içine yerleştirildiği bölge olmasından kaynaklanmaktadır.

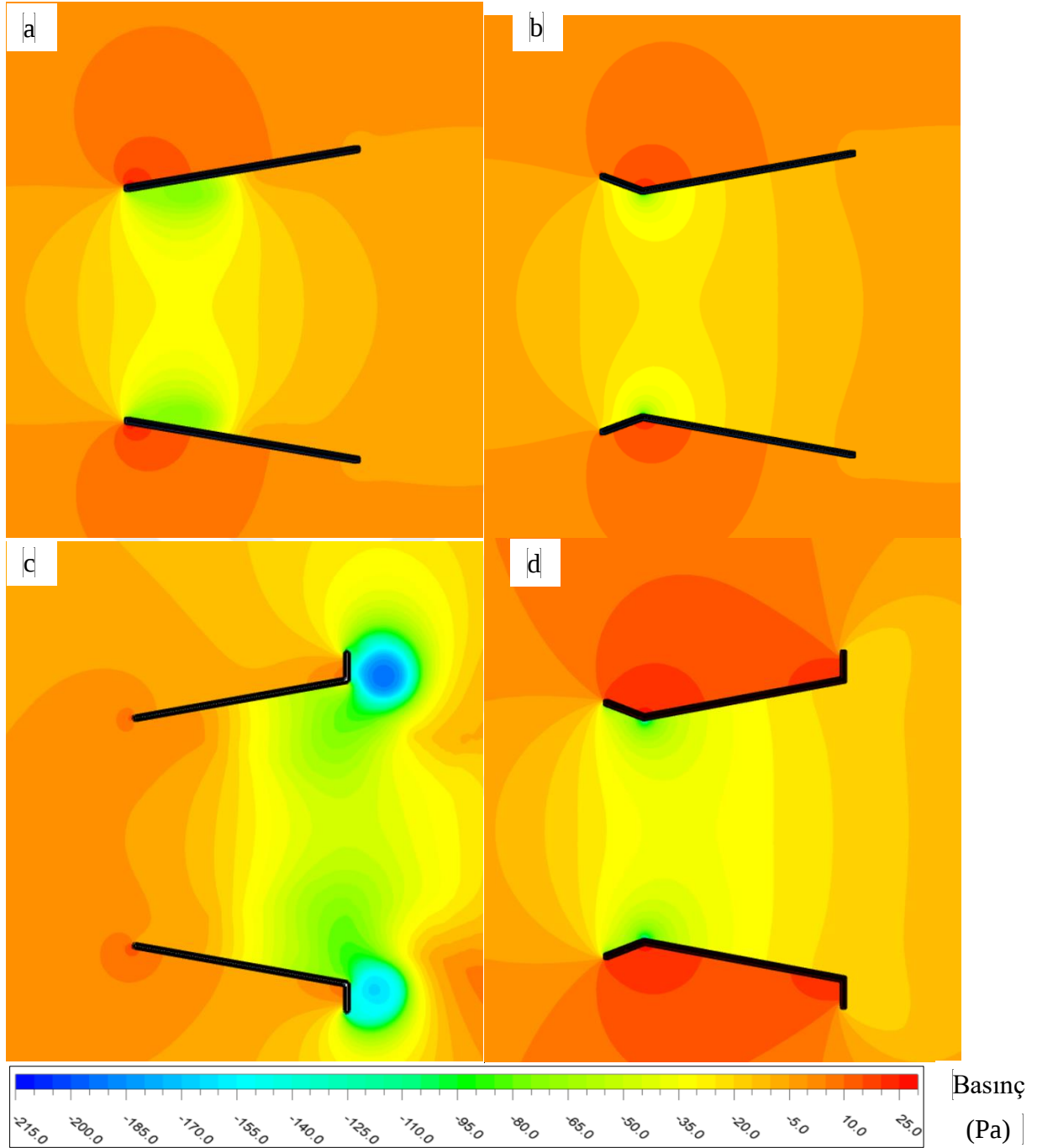


Şekil 5.3. a) difüzör b) nozul-difüzör c) difüzör-flanş d) nozul-difüzör-flanş kanalları etrafındaki rüzgâr akışının akım çizgisi gösterimi

Şekil 5.3.'te kanal yüzeylerindeki akış karakteristiğinin özellikleri analiz edilmiştir. Şekil incelendiğinde difüzör modelinde, kanalın $x/L=-0.1$ 'de ark iz bölgesi yer almaktadır. Difüzör kanalından farklı olarak, difüzör-nozul ve difüzör-nozul-flanş kanallarına nozul eklenmesi, kanalların ön bölgesinde girdap yapısı oluşmasını engellemiştir. Ayrıca, nozul yapısının difüzör-nozul-flanş kanalından çıkarılmasıyla elde edilen difüzör-flanş kanalı, kanalın arkasında düşük basınç alanı oluşmasına neden olmuştur. Difüzör-flanş kanalında hem kanalın ön kısmındaki nozul kaldırılarak girdap oluşumu, hem de kanalın arkasında flanşın birleştirilmesiyle oluşan ark iz bölgeleri, x-ekseni merkezi boyunca serbest akışta bir vakum etkisi oluşturmaktadır. Bu durum da Şekil 5.2.'deki difüzör-flanş kanalının arka bölgesindeki rüzgâr hızının artmasının nedenini açıklar niteliktedir.



Şekil 5.4. a) difüzör b) nozul-difüzör c) difüzör-flanş d) nozul-difüzör-flanş kanallarında hız kontürleri



Şekil 5.5. a) difüzör b) nozuldifüzör c) difüzör-flanş d) nozul-difüzör-flanş kanalında basınç konturü

Şekil 5.4. ve 5.5.'te 4 kanal modelinin basınç ve hız konturları gösterilmiştir. Difüzör kanalının giriş yüzeyinde -105 kPa ile düşük basınç alanları gözlemlenirken, tüm ön bölgede ortalama -45 kPa basınç gradyanları oluşmaktadır. Ayrıca tünelin arka bölgesinde yüksek seviyelere (-5 kPa) ulaşan basınç gradyanından dolayı bu bölgede hız dağılım seviyesinin düştüğü gözlemlenmiştir. Nozul-difüzör kanalının ön bölgesindeki ortalama basınç gradyanı -20 kPa iken, kanalın arka bölgesindeki basınç gradyan seviyesinin difüzör

kanalı ile benzer bir davranış gösterdiği tespit edilmiştir. Difüzör-flanş kanalının ön bölgesinde diğer 3 kanaldan farklı olarak yüksek basınç alanı elde edildiği gözlemlenmiştir. Bu durum da, şekil 5.2.'deki difüzör-flanş kanalın ön bölgesinde düşük rüzgar hızını doğrular niteliktedir. Ancak, kanalın arka kısmında, özellikle flanş yapısı çevresinde -213 kPa'a kadar basınç gradyanları ulaşan girdaplar oluşmaktadır. Difüzör-flanş kanalının diğer kanallara göre arka bölgede önemli ölçüde daha yüksek hız dağılımları sağladığı da gözlemlenmiştir.

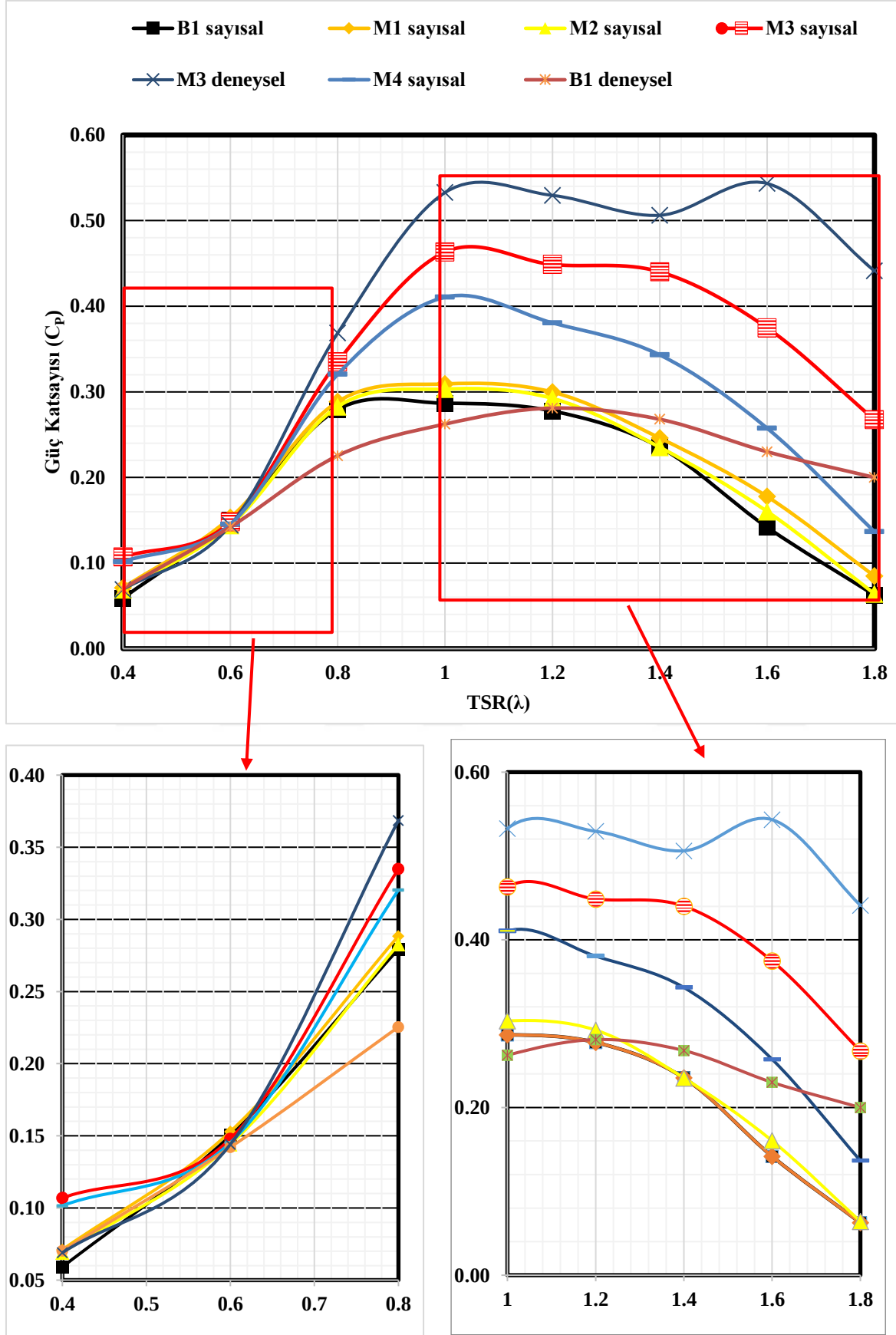
Nozul-difüzör-flanş kanalında, onun nozul yapısından kaynaklanan, kanalın arkasında flanş etrafında diğer bölgelerle kıyaslandığında bir farklılık görülmemiştir. Bu durumda nozul-difüzör-flanş kanalının, difüzör ve nozul-difüzör kanalına göre daha yüksek, difüzör-flanş kanalına göre daha düşük bir hız dağılımına sahip olduğu tespit edilmiştir.

5.3. Kanal Yapısı ile Birlikte H-Darrieus Türbininin Analizi

Disk teorisi prensibi ile çalışan YERT'lerdeki nozulun olumlu etkisi literatürde birçok çalışma ile doğrulanmıştır. Ancak kanal modelindeki nozul yapısının, tünelin arka bölgesindeki rüzgâr hızını olumsuz etkilediği gözlemlenmiştir. Dolayısıyla, DERT'in çalışma prensibinin yatay eksensililere göre farklı olması, DERT'lerde nozul, difüzör ve flanş parçalarının güç performansı üzerindeki etkisinin ayrı ayrı incelenmesi gerektiğini göstermektedir. Bu bölümde Çizelge 5.1.'de verilen geometrik özelliklerde M1, M2, M3 ve M4'ten oluşan H-Darrieus türbin yapısı sayısal olarak incelenmiş, C_T ve C_p açısından B1 ile karşılaştırılmıştır.

Çizelge 5.1. Kanallı rüzgâr türbini parametreleri

	Nozul	Difüzör	Flanş
B1	-	-	-
M1	-	✓	-
M2	✓	✓	
M3	-	✓	✓
M4	✓	✓	✓

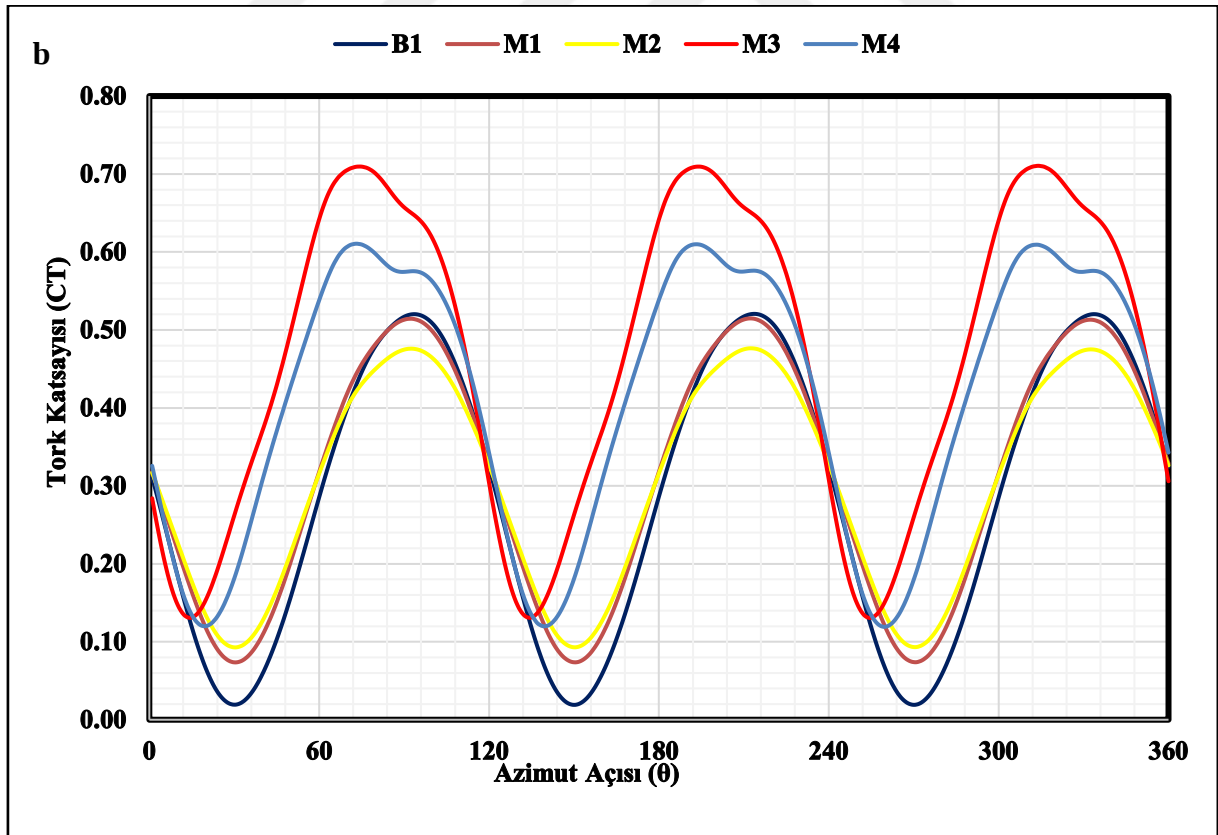
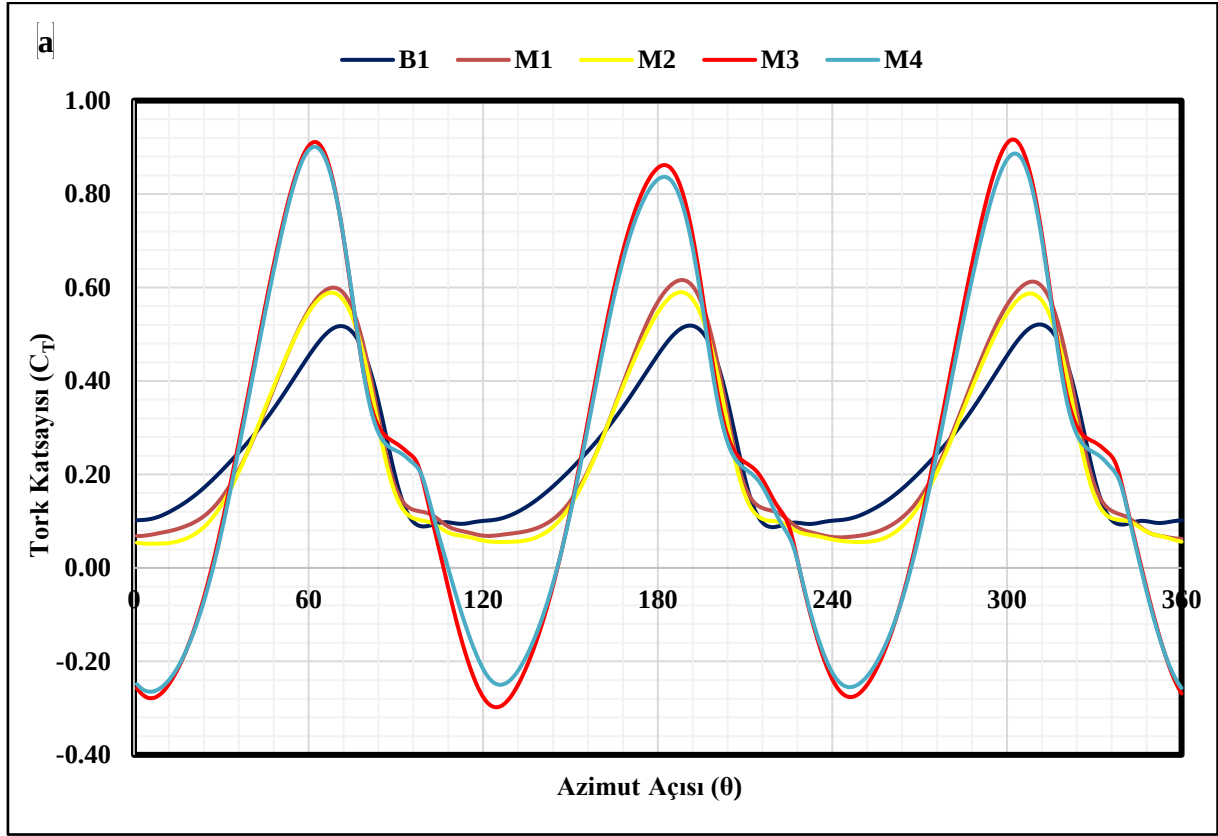


Şekil 5.6. Çeşitli TSR'de B1 ve M3 türbinlerinin deneysel ve sayısal sonuçları ile M1, M2 ve M4 türbinlerinin sayısal sonuçlarının karşılaştırılması

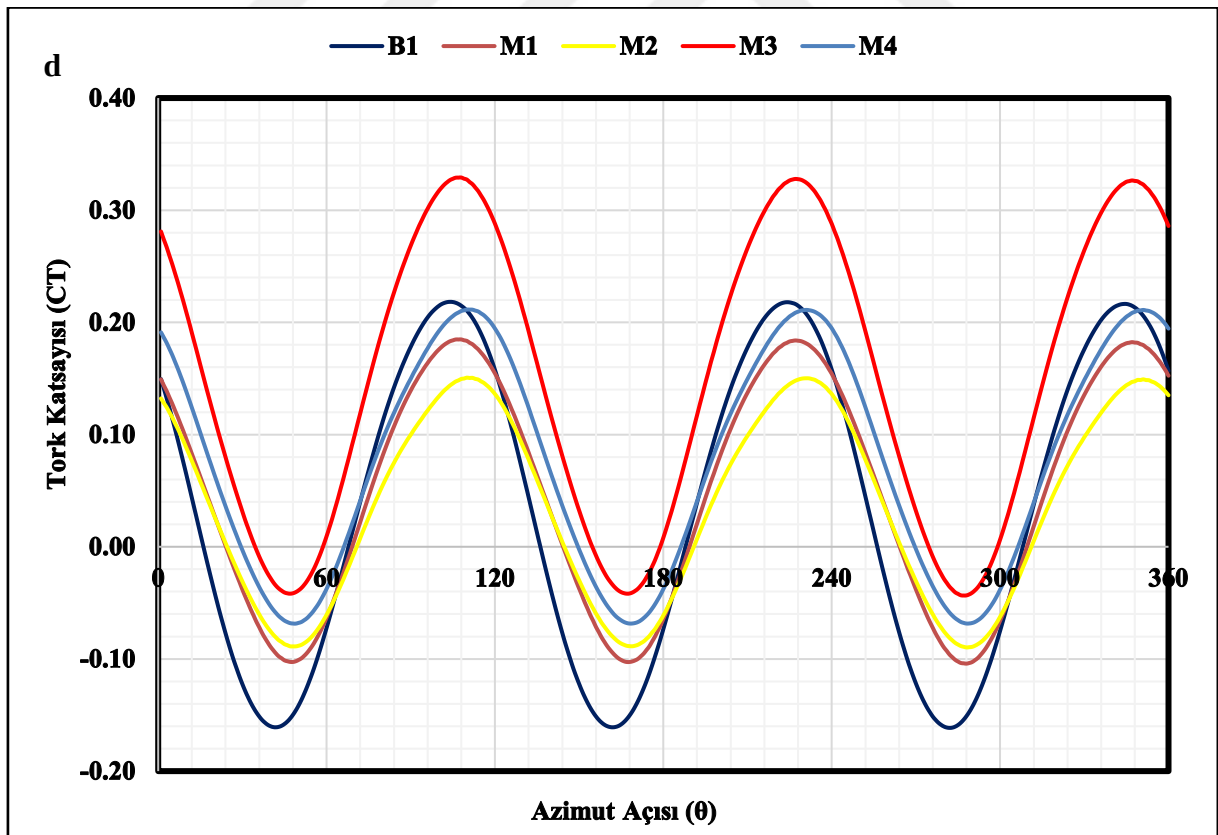
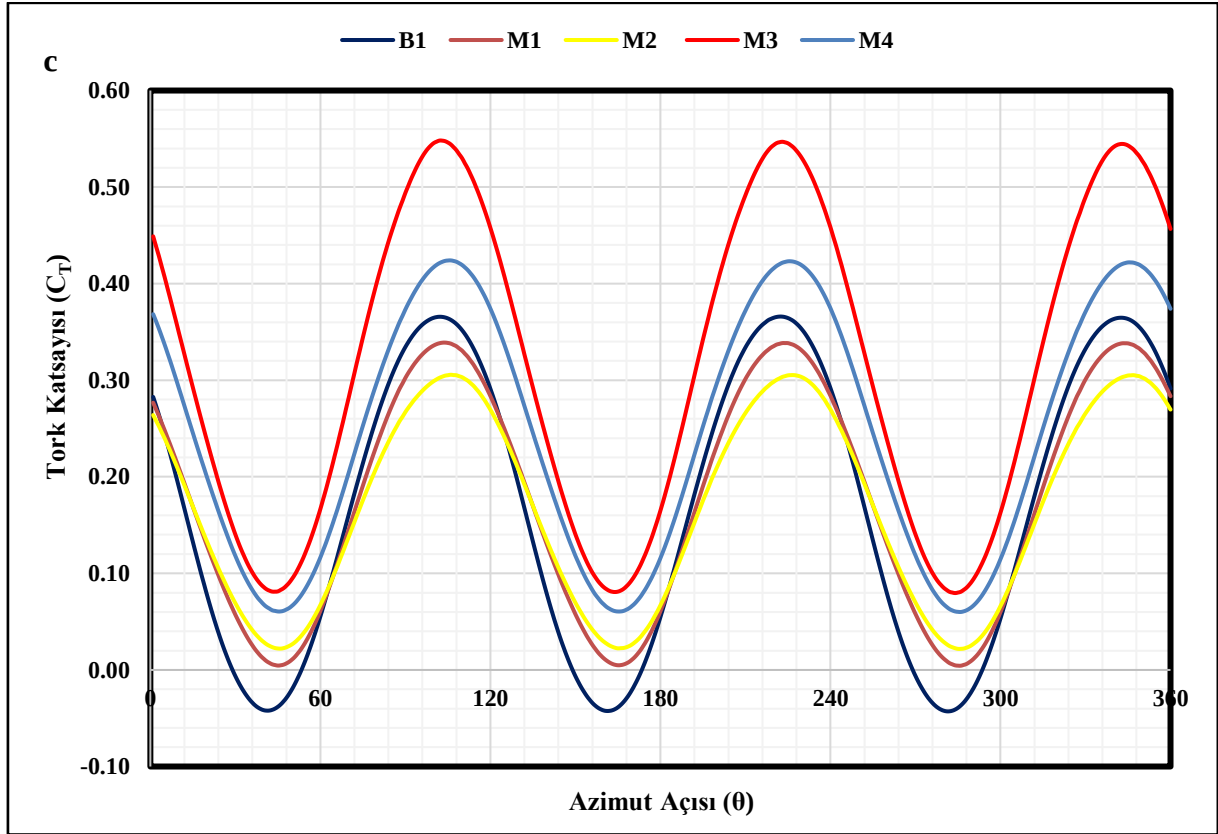
Şekil 5.6.'da $0,2 \lambda$ adım aralığında 0,4-1,8 TSR'de B1 ve M3 modellerinin deneysel ve sayısal çalışmaları ile M1, M2 ve M4 modellerinin sayısal çalışmaları C_p değerleri açısından karşılaştırılmıştır. Şekil 5.6.'da görülebileceği gibi, kanal yapısı, özellikle yüksek TSR değerlerinde, H-Darrieus türbin modelinin güç performansını belirgin bir şekilde iyileştirmiştir. B1, M1, M2, M3 ve M4 türbinlerinin sayısal analizlerinin tümünde maksimum C_p , $\lambda=1$ değerinde oluşmuştur. 1 TSR'de, M1, M2, M3 ve M4 modellerinin sayısal sonuçları ile B1 ($C_{pmax}=0,285$) türbinin sayısal sonucu C_{pmax} açısından karşılaştırıldığında, sırasıyla %7,66, %5,58, %61,32 ve %43,21'lik bir gelişme olduğu gözlemlenmiştir. Çalışmadaki bütün sayısal analizlerde maksimum C_p değeri 1 TSR'de gerçekleşirken, B1 ve M3 türbin modellerinin deneysel sonuçlarında maksimum C_p değerleri sırasıyla 1.2 ve 1.6 TSR'de olarak gerçekleşmiştir. Düşük TSR değerlerinde, M3 modelinin deneysel sonuçları ile sayısal çalışmanın sonuçları birbiriyle oldukça uyumludur. Ancak TSR değerinin artması türbülans yoğunluğunun ve dolayısıyla sayısal ile deneysel sonuçlar arasındaki farkın artmasına sebep olmuştur.

Bu bilgiler ışığında kanal yapısı sayısal çalışmalarda güç performansını olumlu yönde iyileştirirken, TSR'nin konumunda herhangi bir değişiklik yapmamıştır. B1 ve M3 türbinlerinin sayısal sonuçları arasındaki maksimum C_p farkı, Şekil 5.6.'da görüldüğü üzere 1,4 TSR'de %87,32 olarak elde edilmiştir.

Düşük TSR değerlerinde, B1'in sayısal sonuçları ile diğer türbinlerin sayısal sonuçları benzer bir eğime sahiptir, ancak sadece 0,4 TSR'de, M3 ve M4, B1'den yaklaşık 2 kat daha yüksek C_p değerine sahiptir. Bu durum da, H-Darrieus türbininin en temel sorunlardan biri olan ilk uyarı yeteneğinin geliştirilmesine katkı sağlar niteliktedir. Diğer yandan, yüksek TSR değerlerinde (özellikle de 1 ile 1.4 TSR) C_p değeri açısından karşılaştırıldığında, M3 ve M4 türbinlerinin sayısal sonuçlarının, B1'e göre belirgin şekilde yüksek olduğu gözlemlenmiştir.



Şekil 5.7. B1, M1, M2, M3 ve M4 türbinlerinin bir devri sırasında θ 'daki anlık C_T değeri a) 0,6 b) 1 c) 1,4 d) 1,8 TSR



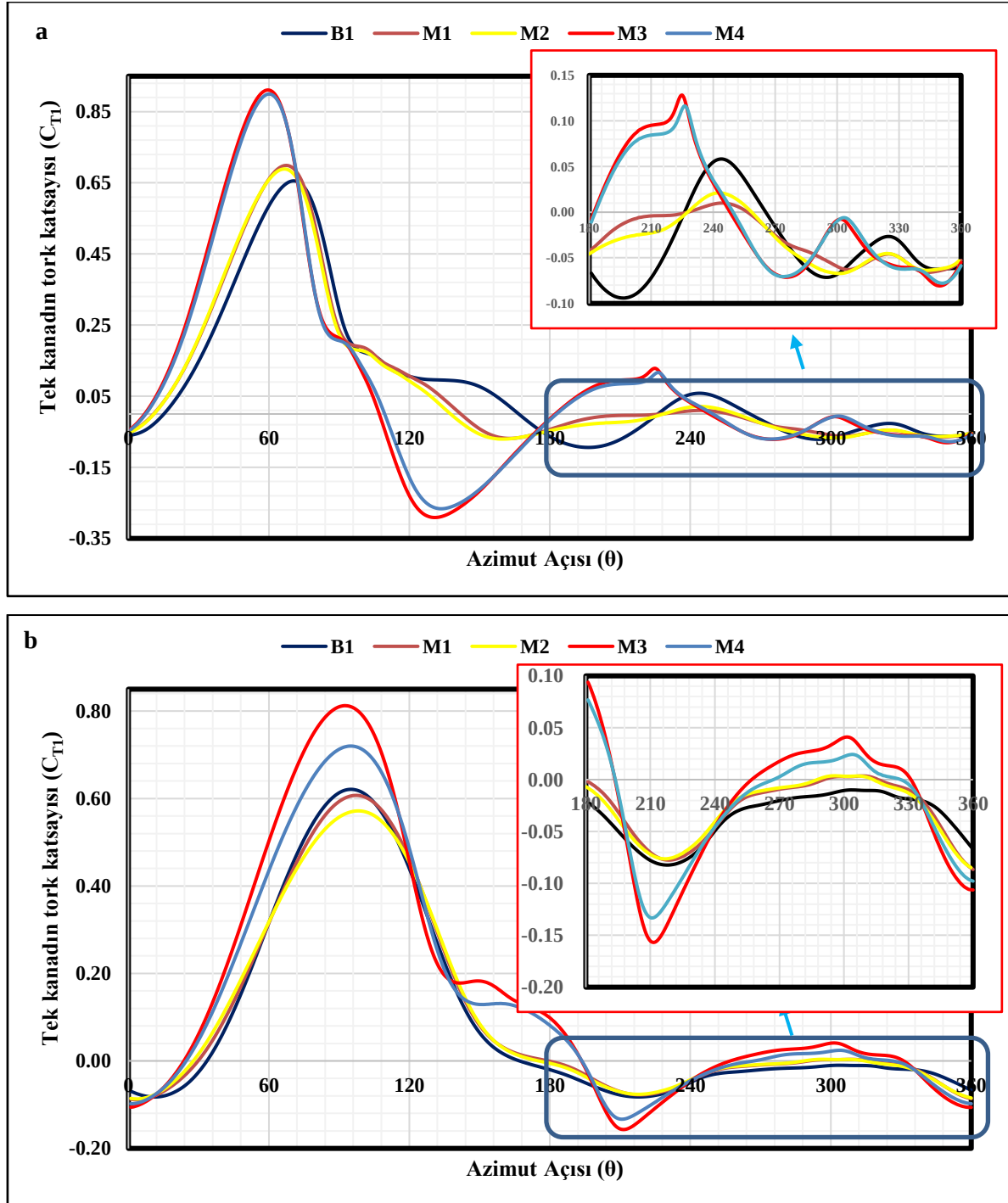
Şekil 5.7. (devam) B1, M1, M2, M3 ve M4 türbinlerinin bir devri sırasında θ 'daki anlık C_T değeri a) 0,6 b) 1 c) 1,4 d) 1,8 TSR

0,6; 1; 1,4 ve 1,8 TSR'de, B1, M1, M2, M3 ve M4 modellerinin bir devri sırasında C_T değerleri Şekil 5.7.'de gösterilmiştir. Bu değerler, hem yüksek hem de düşük TSR değerlerinin aynı anda analiz edilmesine imkan sağladığı için seçilmiştir. 0,6 TSR'de flanş yapısına sahip olan M3 ve M4 türbin modellerinin B1, M1 ve M2'ye göre daha yüksek tork katsayılarına ulaştığı tespit edilmiştir. Diğer yandan M3 ve M4'ün bir devri sırasında negatif tork üretilirken diğer türbinlerde bu durum gözlemlenmemiştir. Sürüklenme kuvveti, kaldırma kuvvetini yendiğinde anlık negatif tork meydana gelir. Bu durumda kanat üzerinde oluşan aerodinamik kuvvetler, rotor dönüşünün zıt yönündedir. Negatif tork kendi kendine hareket kabiliyetini olumsuz etkiler ancak asıl sorun, türbinin bir tam devrinde üretilen ortalama torkun negatif olmasıdır [95]. M3 ve M4 türbinlerinden elde edilen maksimum torkun diğer kanatlara göre oldukça yüksek olması nedeniyle bu iki türbinin ortalama tork değerleri de diğerlerine göre daha yüksektir. Diğer taraftan, M3 ve M4 türbinlerinin aşağı akış bölgesinde diğer türbin modellerinde meydana gelmeyen düşük basınç alanlarının oluşması, kanat yüzeyinde yüksek sürtünme kuvvetlerine neden olmuş ve bu sayede bu iki türbinde anlık negatif tork üretilmiştir. 0,6 TSR'deki M1, M2, M3 ve M4 modellerinde aynı C_P değerinin oluşması, tüm türbin modellerinde bir tur boyunca negatif ve pozitif tork değerlerinin birbirini dengelenmesi nedeniyle meydana gelmiştir. 0,6, 1, 1,4 ve 1,8 TSR arasında, bir devir süresince, yalnızca 1 TSR'de hiçbir türbinde negatif tork gözlemlenmemiştir. Şekil 5.6.'da tüm türbinlerin maksimum C_P değerlerine 1 TSR'de ulaşması, bir tur boyunca negatif tork elde edilmemesi ile açıklanmaktadır. Ayrıca M3'ün maksimum tork katsayısı değeri 0,71 iken B1'de bu değer 0,52'dir.

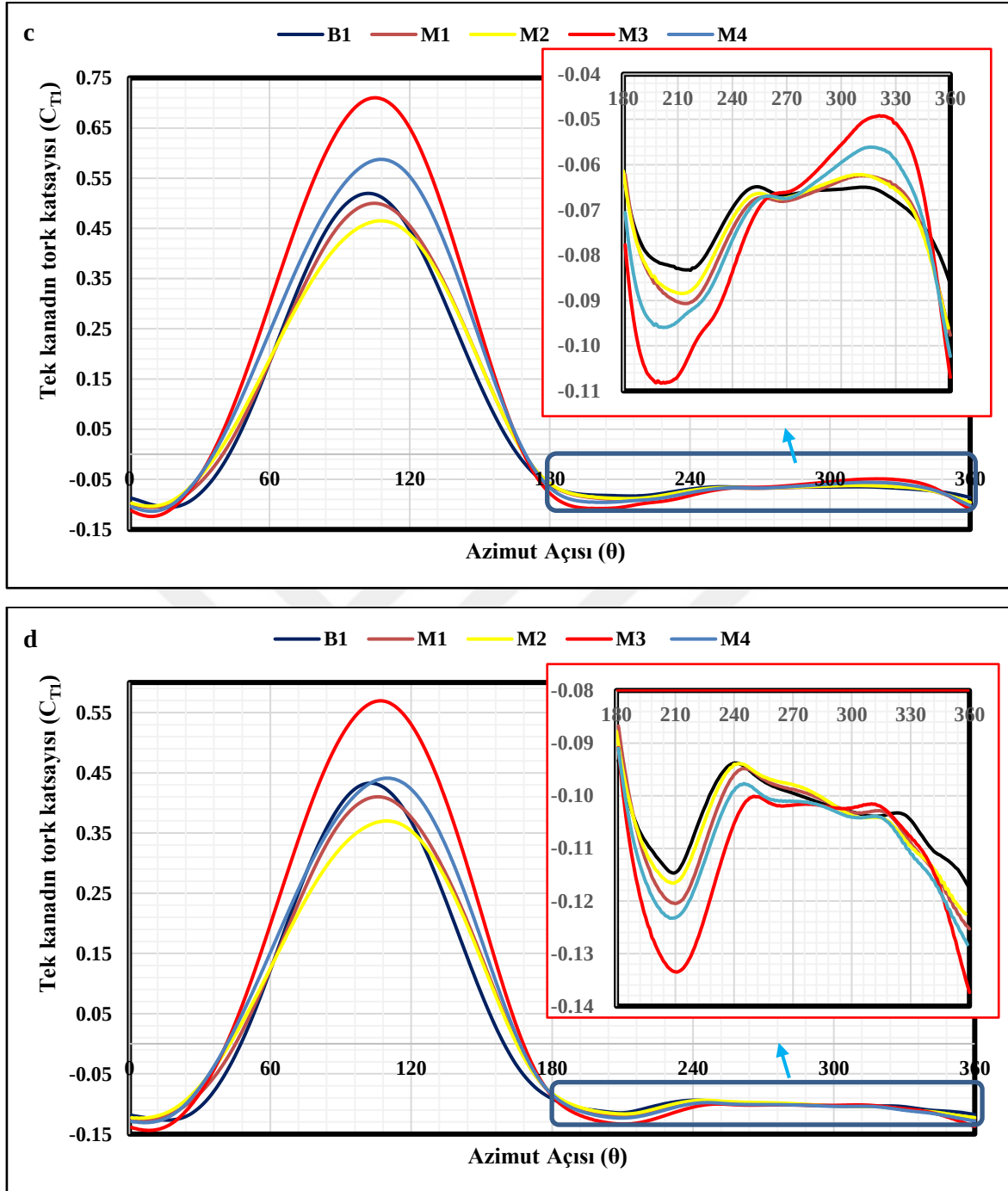
1,4 TSR'de, bir tur sırasında sadece temel türbin modelinde negatif tork oluşan θ açıları gözlemlenmiştir. M3'ün bir devirde en düşük ve en yüksek tork seviyesi sırasıyla 0,08 ve 0,55 iken, B1'de -0,05 ve 0,36 olduğu tespit edilmiştir.

Bu türbin boyutu ve çalışma koşullarında, 1,8 TSR'de B1 modelinin çok düşük bir tork değeri oluşturması beklenen bir durumdur. Bunun ana nedeni, bir turun büyük çoğunluğunda negatif torkun üretilmesidir. Ayrıca en düşük negatif tork değeri -0,16 seviyelerindedir. Bu modelde çalışma skalasını genişletip, sürdürülebilir çalışma koşullarının sağlanabilmesi için negatif tork üretimi en aza indirilmeli ve maksimum tork değerinde artırılmalıdır. 1,8 TSR değerinde, sadece difüzör kullanılarak oluşturulan türbin modelinde negatif tork azaltılmış olsa da, maksimum tork değeri B1 ile hemen hemen aynı seviyededir. Ardından difüzör yapısına flanş ilavesi ile hem negatif torkun bir kademe

daha düştüğü hem de maksimum tork değerinin B1'e göre %48 daha fazla olduğu gözlemlenmiştir. Genel olarak B1, M1, M2, M3 ve M4 türbin modelleri için yüksek TSR değerlerinde dalgalanmalar artmakta ve ortalama C_T değeri sıfıra yaklaşmaktadır. Açısal hız arttıkça kanat yüzeyindeki sürüklenme kuvveti artar ve dolayısıyla tork azalır ki bu durum literatürle uyum göstermektedir. [7, 8, 96].



Şekil 5.8. B1, M1, M2, M3 ve M4 türbinlerinin bir kanadının dönüşü sırasında θ 'daki anlık C_{T1} değeri a) 0,6 b) 1 c) 1,4 d) 1,8 TSR



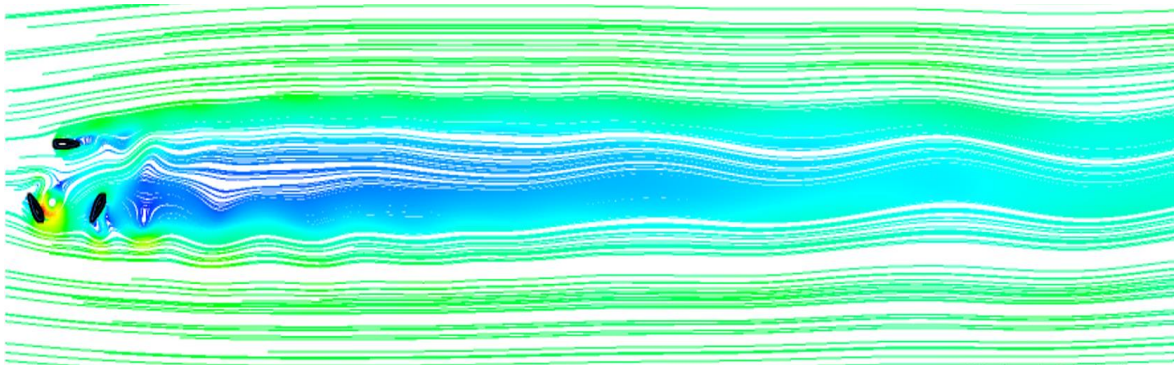
Şekil 5.8. (devam) B1, M1, M2, M3 ve M4 türbinlerinin bir kanadının dönüşü sırasında θ 'daki anlık C_{T1} değeri a) 0,6 b) 1 c) 1,4 d) 1,8 TSR

Şekil 5.8.'de, 4 farklı TSR'de B1, M1, M2, M3 ve M4 türbinlerindeki bir tur sırasında tek bir kanadın anlık tork değerleri gösterilmektedir. Bu bölümde, tek bir kanadın bir devir sırasında “upwind” ($45 \leq \theta < 135$), “leeward” ($135 \leq \theta < 225$), “downwind” ($225 \leq \theta < 315$) ve “windward” ($315 \leq \theta < 45$) [97-98] olmak üzere 4 farklı θ aralığında tork performansı üzerindeki olumlu ve olumsuz etkileri incelenmiştir. 0,6 TSR'deki tüm rüzgâr türbini modellerinde, C_{Tmax} değeri, “upwind” yönündeki bölgede gerçekleşmiştir. M3 ve M4'teki

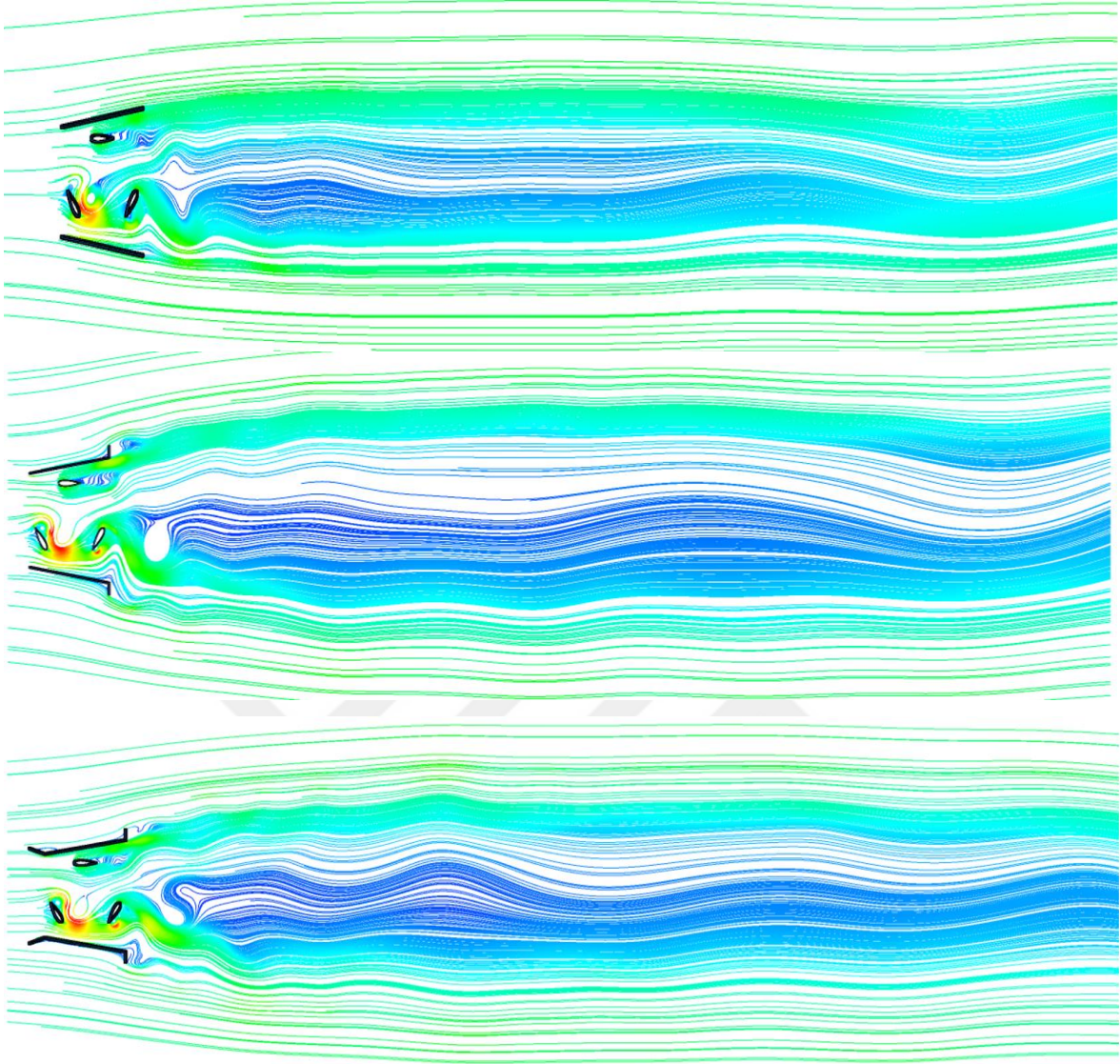
kanatların, “Leeward” bölgesinin ilk yarısında diğer kanat modellerine kıyasla belirgin bir şekilde daha yüksek negatif tork oluşturduğu gözlenirken, ikinci bölgesinde, M3 ve M4'te diğer kanatlarda gözlemlenmeyen pozitif tork üretildiği tespit edilmiştir. Kanala flanş yapısı eklenmesinin, “leeward” bölgesi boyunca türbin kanadının hem olumlu hem de olumsuz olarak değişken tork üretimine neden olduğu gözlemlenmiştir. Ek olarak, rüzgarın estiği yön bölgesinde B1 ve M3 kanatları sırasıyla 270° ve 260° 'ye kadar pozitif torka sahipken, bu açılardan itibaren bir turun sonuna kadar, her ikisi de benzer davranış gösterip, negatif tork üretmişlerdir.

1 TSR'de tüm modellerde 90° θ açısında C_{Tmax} değeri elde edilmiştir. B1 ile M1, M2, M3 ve M4 karşılaştırıldığında, maksimum tork değerleri sırasıyla %-3,57, %-10,11, %35,58 ve %16,23 olarak elde edilmiştir. M3'ün, diğer modellere kıyasla (M4 hariç) 150 ile 200° ve 220 ile 330° θ açılarında pozitif olarak belirgin bir tork farkına sahip olduğu belirlenmiştir. 1 TSR'de M3'ün hem maksimum tork değerinde hem de yukarıda belirtilen açılarda diğerlerinden daha avantajlı olduğu görülmektedir.

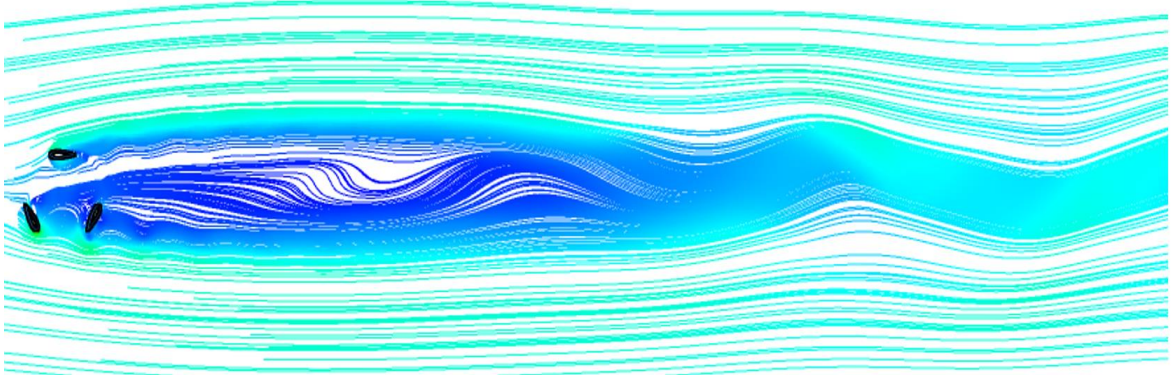
1,4 ve 1,8 TSR'lerde, rüzgârın estiği yön bölgesinde tüm türbin modelleri negatif tork üretmektedir. Şekil 5.6.' da görüldüğü üzere, B1 ve M3 arasındaki en büyük fark 1,4 TSR'de oluşmuştur, bu da şekil 5.8c'de gösterildiği gibi M3'ün maksimum tork değerinin B1'den % 41,18 daha yüksek olmasıyla açıklanmaktadır.



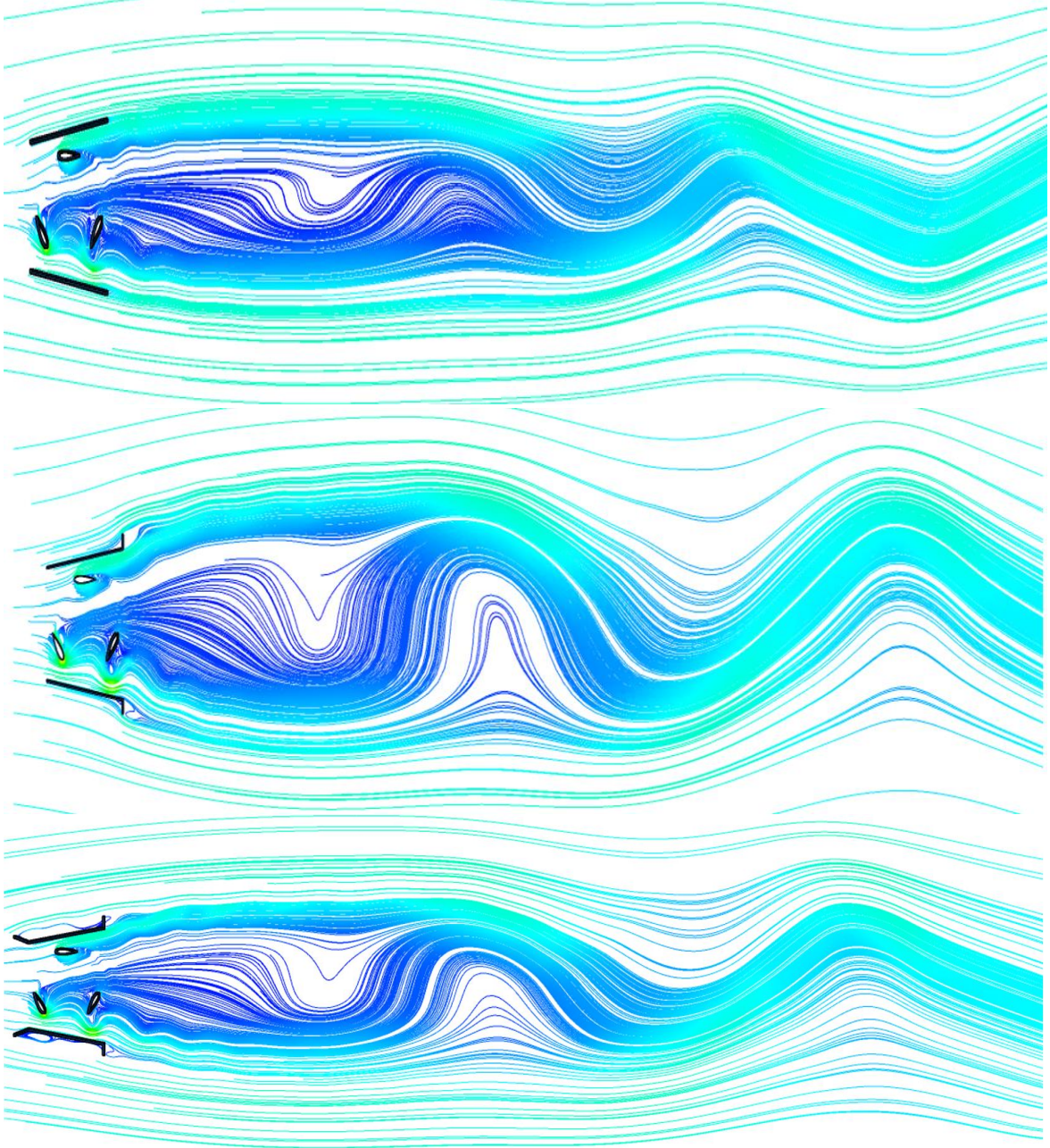
Şekil 5.9. 0,6 TSR'de a) B1 b) M1 c) M3 d) M4 türbin modellerinin basınçlı tabanlı akım çizgileri



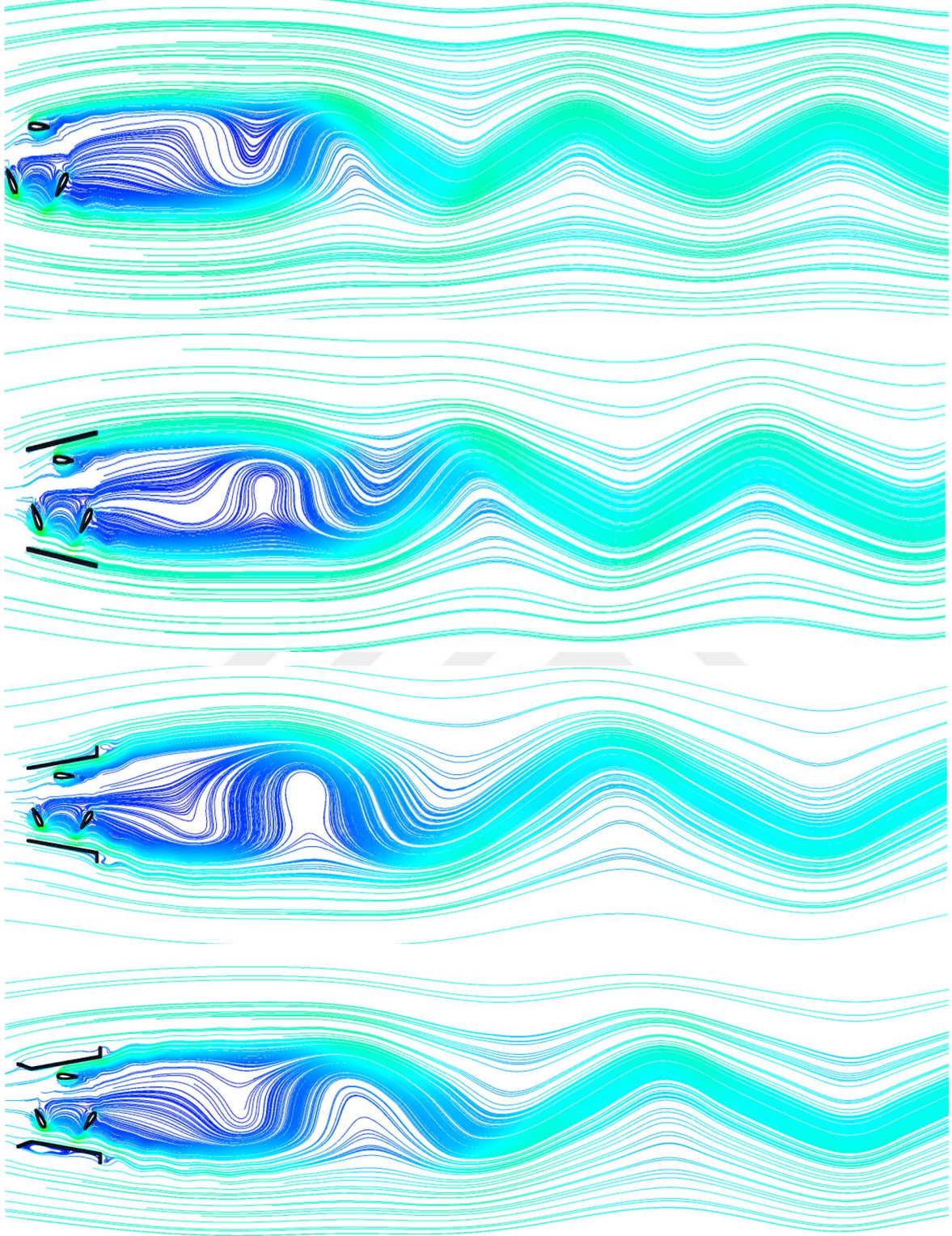
Şekil 5.9.(devam) 0,6 TSR’de a) difüzör b) nozul-difüzör c) difüzör-flanş d) nozul-difüzör-flanş türbin modellerinin basınçlı akım çizgileri



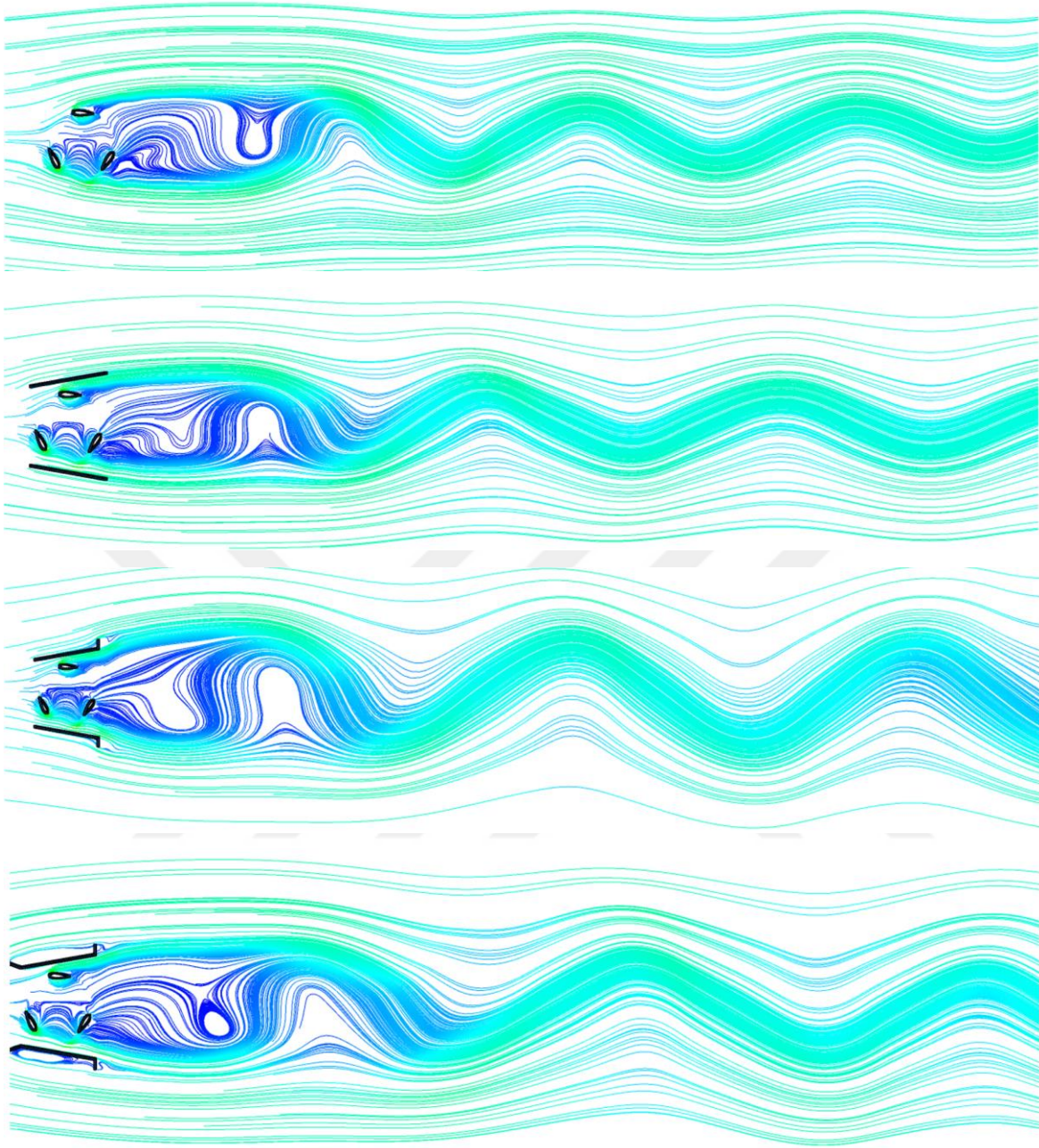
Şekil 5.10. 1 TSR’de a) difüzör b) nozul-difüzör c) difüzör-flanş d) nozul-difüzör-flanş türbin modellerinin basınçlı akım çizgileri



Şekil 5.10. (devam) 1 TSR’de a) difüzör b) nozul-difüzör c) difüzör-flanş d) nozul-difüzör-flanş türbin modellerinin basınçlı akım çizgileri



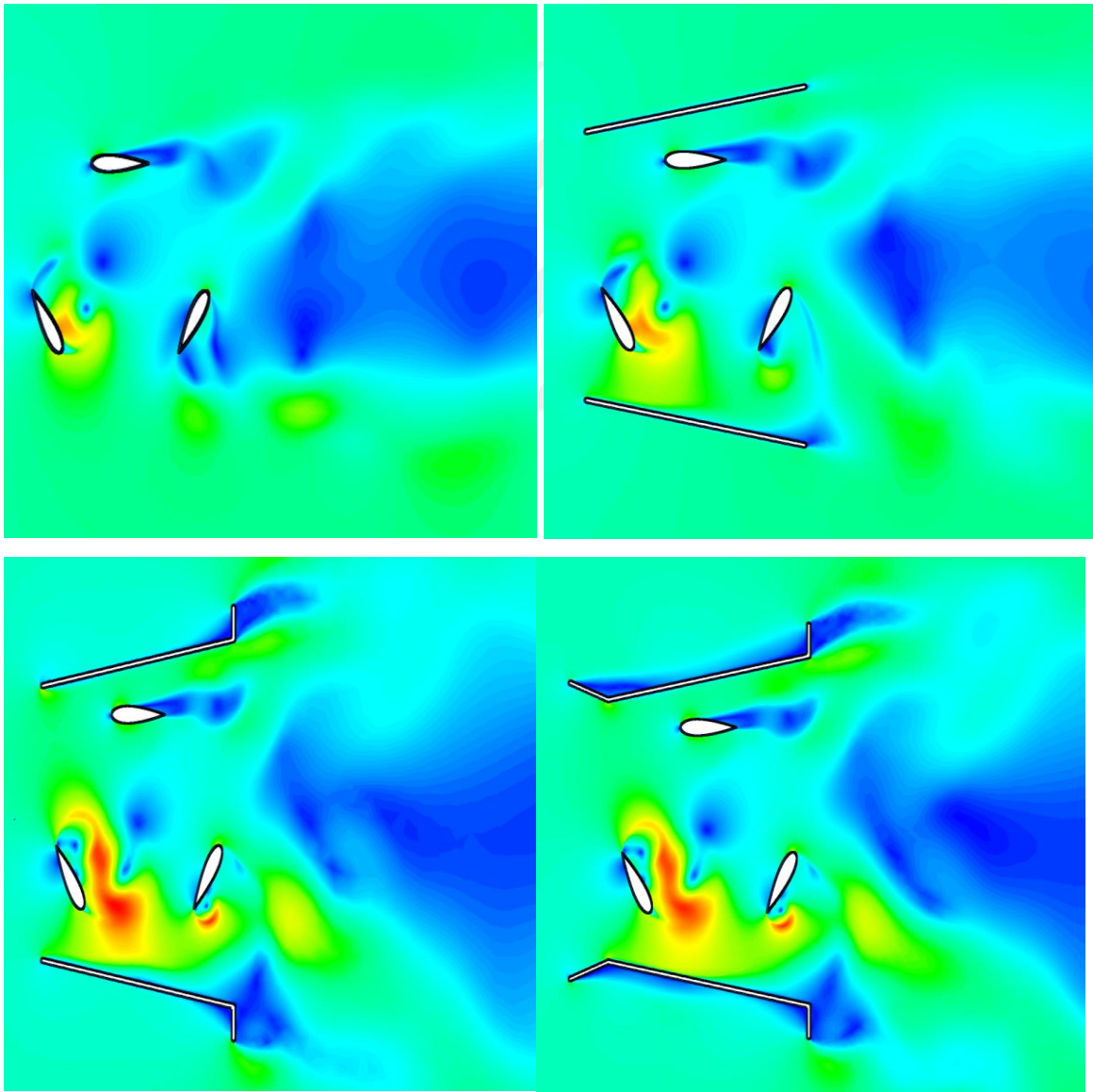
Şekil 5.11. 1,4 TSR’de a) difüzör b) nozul-difüzör c) difüzör-flanş d) nozul-difüzör-flanş türbin modellerinin basınçlı akım çizgileri



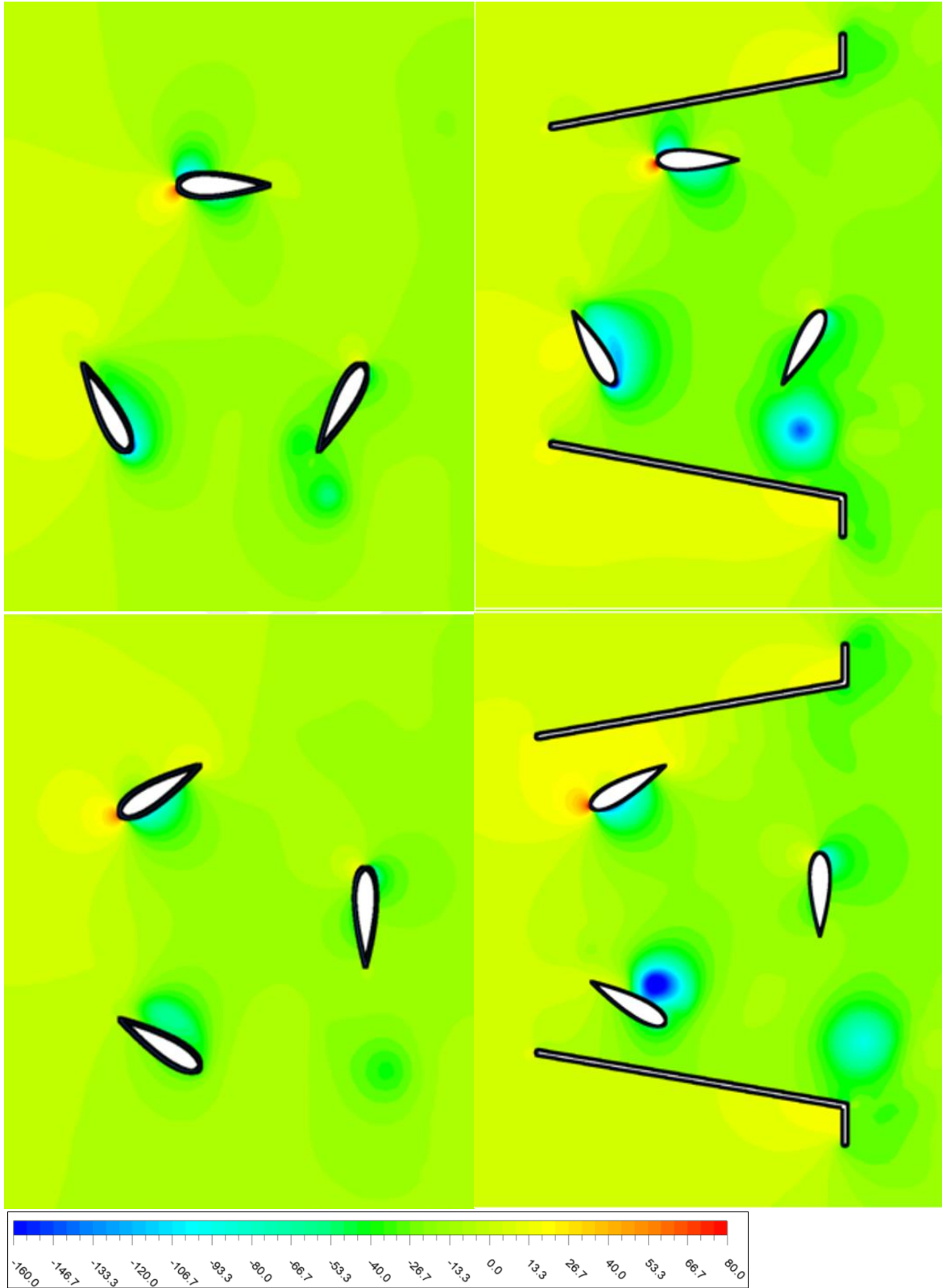
Şekil 5.12. 1,8 TSR’de a) difüzör b) nozul-difüzör c) difüzör-flanş d) nozul-difüzör-flanş türbin modellerinin basınçlı akım çizgileri

Şekil 5.9.; 5.10.; 5.11. ve 5.12.’de sırasıyla 0,6; 1; 1,4; 1,8 TSR değerlerinde B1, M1, M3 ve M4 türbin modellerinin basınç tabanlı akım çizgileri gösterilmiştir. Şekil 5.9. incelendiğinde, B1 ve M1 türbinlerinin, M3 ve M4 türbinlerine kıyasla ortalama ark izinin, x-ekseni boyunca uzunluğunun yarısı kadar olduğu görülmektedir. Ayrıca türbülansın dalga boyunun da çok daha kısa olduğu gözlemlenmektedir. Tüm modeller için 1TSR’de, 0,6 TSR’ye göre oldukça yüksek dalga boyuna sahip ark izleri oluşmaktadır. Ayrıca M3 türbininin diğer türbin modellerine göre belirgin şekilde yüksek genlik ve dalga boyuna

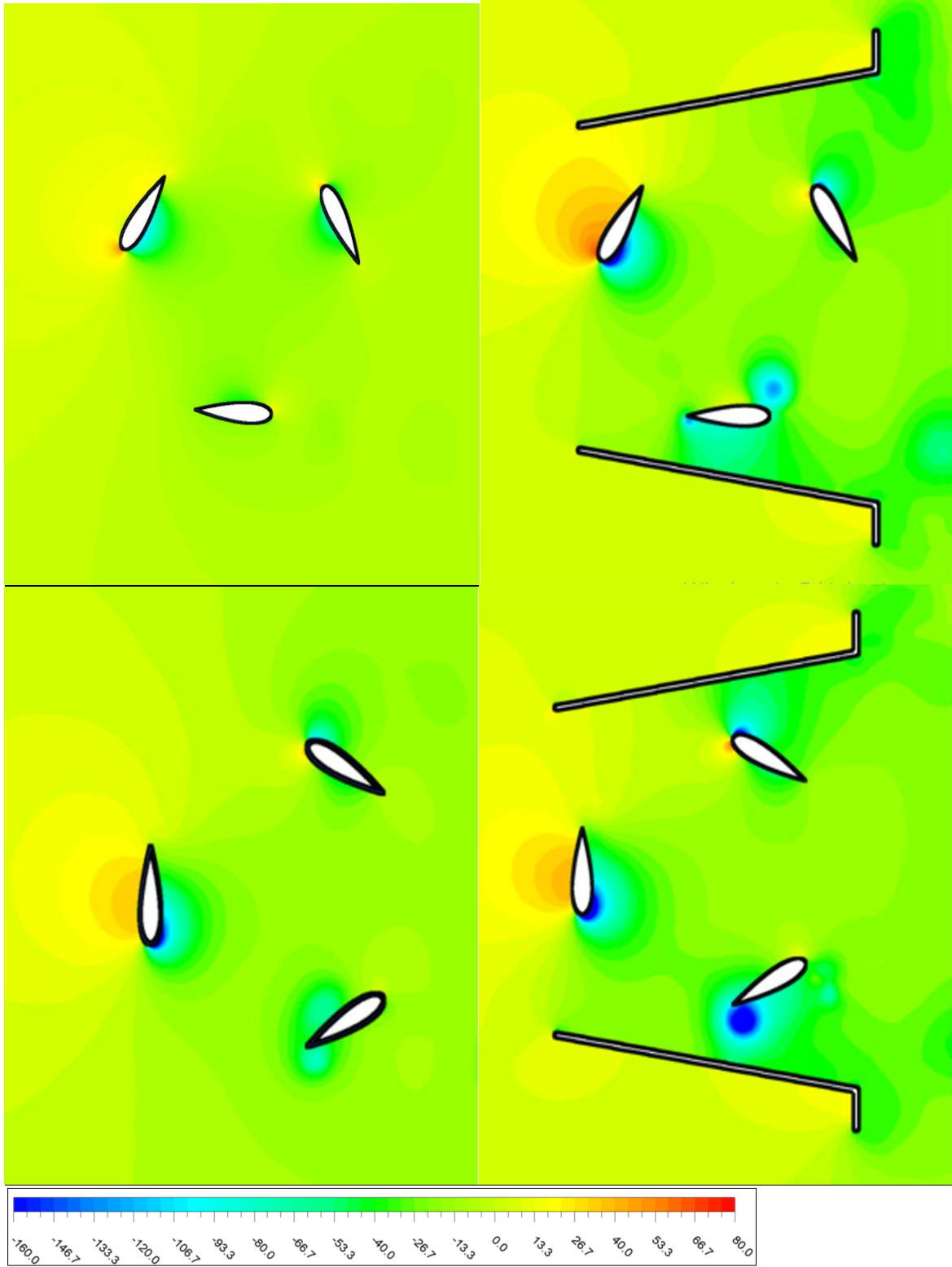
sahip ark izleri olduğu tespit edilmiştir. 1.4 ve 1.8 TSR değerlerinde ise yüksek devir/dk'ya bağlı olarak diğer TSR'lere nazaran akış hacminin sonuna kadar akışta dalgalanma devam etmektedir. Ek olarak, kanala sahip türbin modellerinde 2 farklı girdap alanı oluşurken, B1 türbininde tek bir girdap alanı oluşması vakum etkisinin bir diğer göstergesidir. M3 türbininde diğer modifiye edilmiş türbinlere göre girdap boyutlarının büyük olması (düşük basınç alanları), yüksek TSR değerlerinde bu türbin modelinin diğer türbin modellerine göre belirgin bir şekilde daha yüksek CP değerine sahip olduğunu gösteren bir başka ifadedir.



Şekil 5.13. 1 TSR'de a) difüzör b) nozul-difüzör c) difüzör-flanş d) nozul-difüzör-flanş türbin modellerinin hız kontürleri



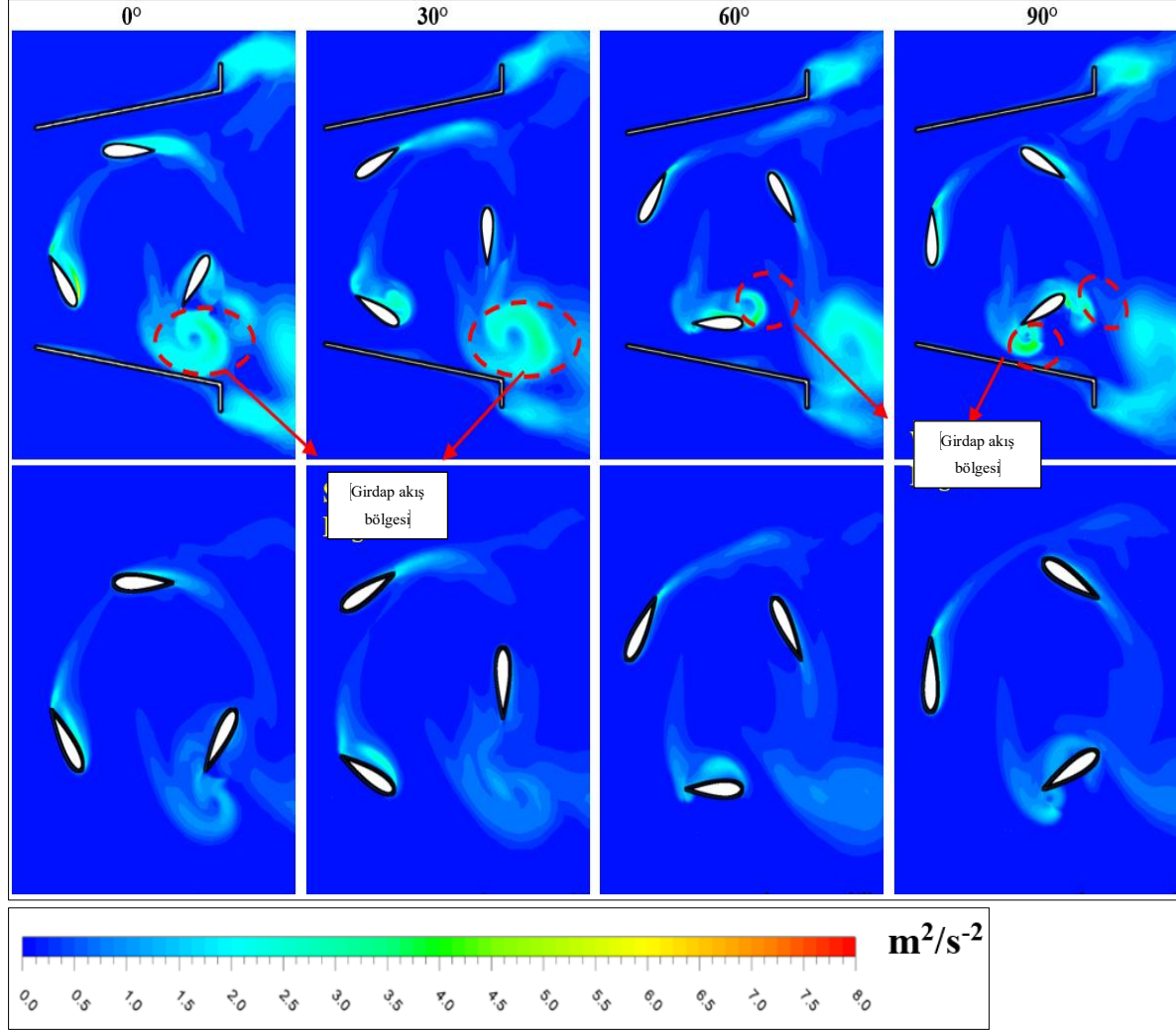
Şekil 5.14. Çeşitli θ açılarında B1 ve M3 modellerinde basınç konturu



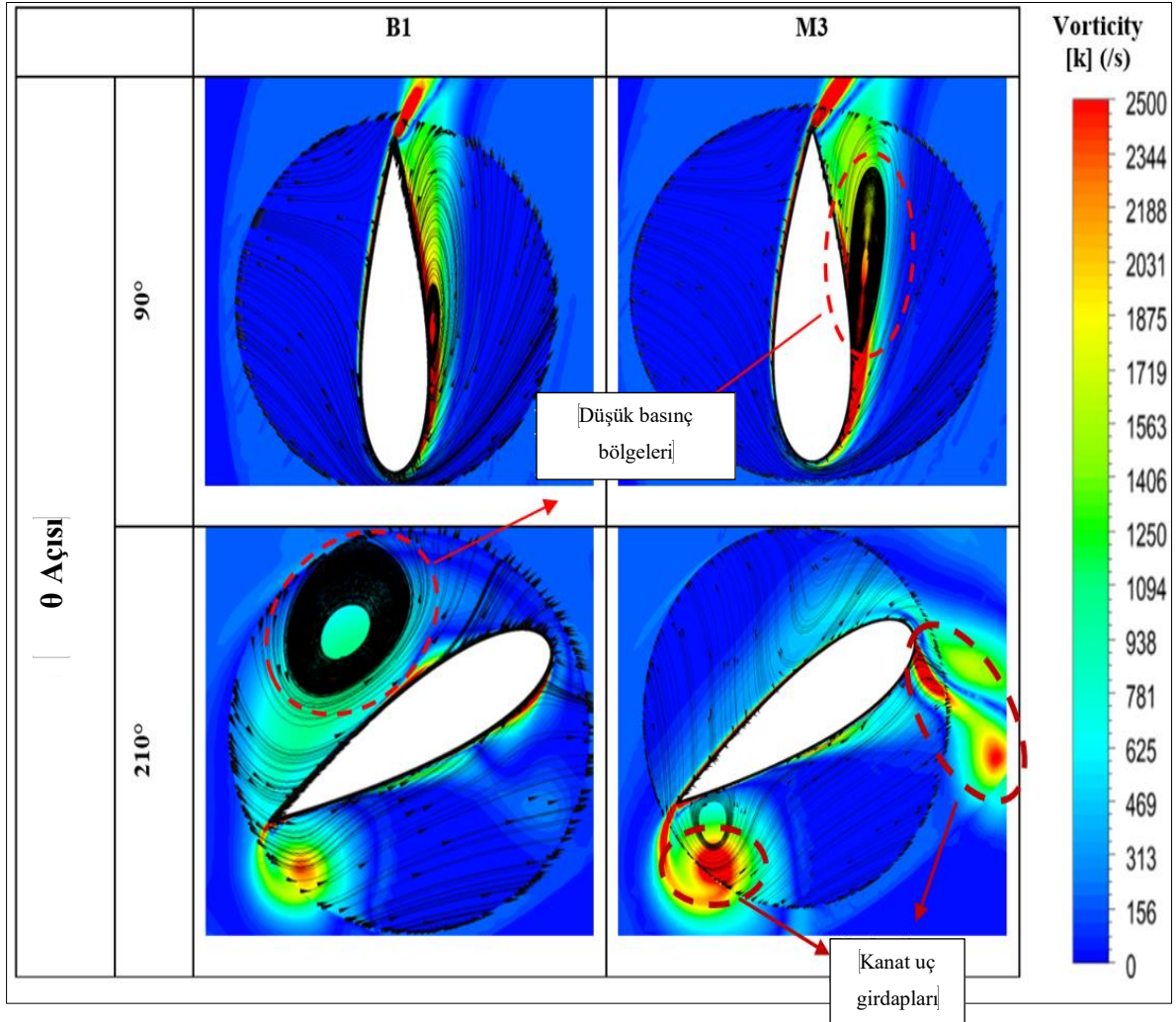
Şekil 5.14. (devam) Çeşitli θ açılarında B1 ve M3 modellerinde basınç konturu

Şekil 5.13.'te 1 TSR'de 0° θ açısında B1, M1, M3, M4 türbin modellerinin hız kontürleri gösterilmiştir. Şekil 5.14.'te $0, 30, 60$ ve 90° θ açılarılarında B1 ve M3 türbinin basınç kontürleri bulunmaktadır. Şekil 5.14.'de, M3 için farklı θ açısı pozisyonlarında, lacivert

($x \leq -130$ kPa) ile gösterilen düşük basınç oluşumlarının gerçekleşmesi kanat yüzeyinde basınç farklılıklarının elde edilmesine ve dolayısıyla yüksek kuvvet oluşumuna neden olmuştur. Şekil 5.14.'te gösterilen bu basınç farklılıkları, Şekil 5.4.'teki M3 kanalının iç kısmında görüldüğü gibi yüksek hız dağılımından kaynaklanmaktadır.



Şekil 5.15. Çeşitli θ açılarında B1 ve M3 modellerindeki türbülans kinetik enerjisi



Şekil 5.16. 90 ve 210° θ açısında B1 ve M3 türbinlerinin akım çizgileri ve girdap kontürleri

M3 türbininin genel perspektifindeki büyük hız ve basınç farkları, Şekil 5.15.'te gösterildiği gibi yüksek türbülanslı alanların oluşmasını sağlar. Şekil 5.16.'da, B1 ve M3 türbinlerinin akım çizgisi ve basınç konturu 90 ve 210° θ açılarında gösterilmiştir. Şekil 5.8.'de gösterildiği gibi, bu θ açıları B1 ve M3 arasındaki en belirgin tork farkının olduğu açıları incelemek ve net bir şekilde anlamak için seçilmiştir. 90° θ açısında, kanat yüzeyine dik olarak çarpan havanın neden olduğu yüksek basınç farkı, bir turun içinde ulaşılacak en yüksek torku oluşturmaktadır. Bu türbinlerin kanat yüzeyleri incelendiğinde 90°'de B1 kanadında dinamik stall nedeniyle oluşan girdap, M3 kanadına göre oldukça küçüktür. Bu durum da, oluşan basınç farkı nedeniyle M3'te daha yüksek bir kuvvet elde edilir. Öte yandan, M3 türbininin 210° θ açısında B1 türbinine göre, C_p değeri üzerinde en olumsuz etkiye sahip görülmüştür. 210° θ açısında B1 kanadının alt yüzeyinde oluşan düşük basınç

alanı, M3 türbinine göre daha az tork üretilmesine neden olurken, üretilen tork negatif olduğu için bu durum B1 türbininin lehine olmuştur.





6. SONUÇ VE ÖNERİLER

Bu çalışmada, çeşitli kanal tasarımları ile birleştirilmiş yeni tasarım H-Darrieus türbinlerinin güç performansı potansiyeli incelenmiştir. Elde edilen sonuçlar aşağıda listelenmiştir:

- Kanal modelleri, en yüksek hızlanma oranı elde edilmesiyle amacıyla difüzör, nozul-difüzör, difüzör-flanş ve nozul-difüzör-flanş olarak dizayn edilmiştir. Serbest akış hızına göre en optimal hızlanma oranı sonucu, difüzör-flanş kanalı modelinde %96 olarak elde edilmiştir.
- M1, M2, M3 ve M4 türbin modelleri için maksimum güç katsayıları (C_p) hesaplanmış ve geleneksel temel türbin (B1) ile karşılaştırılmıştır. M1, M2, M3 ve M4 türbin modellerinin C_p değeri, B1'e göre sırasıyla %7,66, %5,58, %61,32 ve %43,21 oranında iyileştirilmiştir.
- M3 ve B1 türbinlerinin 0,4 TSR'deki C_p değerleri sırasıyla 0,04 ve 0,0594 olarak hesaplanmıştır. M3'ün 0,4 TSR'de B1 türbininden %74,97 daha verimli olduğu görülmektedir. Oluşan bu fark ilk uyarı problemini büyük oranda azaltmıştır.
- B1 ve M3 türbinleri arasındaki maksimum C_p değeri farkı 1,4 TSR'de %87.32'dir. M3 türbinin maksimum ve minimum C_T değerleri sırasıyla 0,08 ve 0,55 iken, B1'de -0,05 ve 0,36 olduğu tespit edilmiştir. Bu TSR değerinde kanal yapısının optimum performansına ulaştığı gözlemlenmiştir.
- Bir tur boyunca ortalama tork değeri açısından incelendiğinde, M3 kanal yapısına sahip türbin modelinin tüm TSR değerlerinde hem maksimum hem de minimum TSR değerini önemli ölçüde geliştirdiği belirlenmiştir. Ayrıca sadece 1 TSR'de tüm türbin modellerinde negatif tork oluşmamıştır.
- Bir tur boyunca türbinin tek bir kanadının tork değeri analiz edildiğinde 0,6 TSR'de hem rüzgârın estiği yön hem de rüzgârın geldiği yöndeki θ açılarında M3 modeli, B1 modeli ile benzer davranış göstermiştir. Diğer TSR değerlerinde ise M3 modeli

rüzgarın estiği yöndeki optimal tork değerini dikkate değer şekilde artırmıştır. Ancak rüzgârın geldiği yönde önemli bir farklılık görülmemiştir.

- Türbini oluşturan nozul-difüzör ve flanş yapılarının C_p etkisi incelendiğinde, kanalın arka bölgesinde birden fazla sayıda girdap yapısı oluşturmamasından dolayı en belirgin avantajı flanş yapısı sağlamıştır. Nozul yapısının ise girdap yapılarını küçültüp kanal içinde rüzgâr akış hızını düşürmesinden dolayı performans üzerinde olumsuz bir etkiye sahip olduğu tespit edilmiştir.

Daha sonraki süreçte H-Darrieus Rüzgâr türbinin güç ve tork performansı geliştirilmesi üzerine uygulanabilecek çalışmalar maddeler halinde aşağıda önerilmiştir.

- Farklı geometrik özelliklere sahip ayarlanabilir, gurney ve yarıklı kanatçık modelleri ile oyuklu kanat modellerine sahip türbin modelleri, difüzör-flanş kanal modeline entegre edilerek güç performansına etkisi incelenebilir.
- Kanal yapısına sahip türbin modelinin belirli bölgelerine çeşitli engelleyici plakalar yerleştirilerek rüzgârın estiği yöndeki tork performansı incelenebilir.
- J-tipi kanat modellerinin etkisi kanal yapısına sahip türbin modellerine entegre edilerek güç performansına etkisi gözlemlenebilir.
- Rüzgar türbini içine entegre edilen farklı kanal modellerinin belirli noktalarında anamometre vasıtasıyla rüzgar hızı ölçümleri gerçekleştirilerek, kanal yapısının tünel içindeki hız karakteristiği davranışı tespit edilebilir.
- Deneysel çalışmada yapılan analizlerde akış karakteristiğinin aerodinamik davranışları duman simülatörü yada parçaçık görüntüleme yöntemiyle incelenebilir.

KAYNAKLAR

1. Türkiye Cumhuriyeti Cumhurbaşkanlığı Strateji ve Bütçe (2022). 2022 yılı cumhurbaşkanlığı yıllık programı, *SBB*, Ankara. 1-405.
2. International Energy Agency. (2021). Renewable Energy Market Update. *IEA Report*, France, 1-26.
3. Dominy R. G., Lunt P., Bickerdyke A., Dominy J. (2007). Self-starting capability of a Darrieus turbine. *Proc Inst Mech Eng Part A J Power Energy*, 221(1), 111-120.
4. Johari, M. K., Jalil, M. A. A., Shariff, M. F. M. (2018). Comparison of horizontal axis wind turbine (HAWT) and vertical axis wind turbine (VAWT). *Int J Eng Technol*, 7(4), 74-80.
5. Bianchini, A., Ferrara, G., Ferrari, L. (2015). Design guidelines for H-Darrieus wind turbines: optimization of the annual energy yield. *Energy Conversation and Managment*, 89, 690–70.
6. Castelli, R. M., Englaro, A., Benini, E. (2011) The Darrieus wind turbine: Proposal for a new performance prediction model based on CFD. *Energy*, 36(8), 4919-4934.
7. Mohamed, M. H., (2012) Performance investigation of H-rotor Darrieus turbine with new airfoil shapes. *Energy*, 47(1), 522-530.
8. Mohamed, M. H., Ali, A. M., Hafiz, A. A. (2015). CFD analysis for H-rotor Darrieus turbine as a low speed wind energy converter. *Engineering science and technology an international journal*, 18(1), 1-13.
9. Asr, M. T., Nezhad, E. Z., Mustapha, F., Wiriadidjaja, S. (2016) Study on start-up characteristics of H-Darrieus vertical axis wind turbines comprising NACA 4-digit series blade airfoils. *Energy*, 112, 528-537.
10. Jafaryar, M., Kamrani, R., Gorji-Bandpy, M., Hatami, M., Ganji D. D. (2016). Numerical optimization of the asymmetric blades mounted on a vertical axis cross-flow wind turbine. *International communications in heat and mass transfer*, 70, 93-104.
11. Li, Q., Maeda, T., Kamada, Y., Murata, J., Yamamoto, M., Ogasawara, T., Shimizu, K., Kogaki T. (2016). Study on power performance for straight-bladed vertical axis wind turbine by field and wind tunnel test. *Renewable energy*, 90, 291-300.

12. Abdalrahman, G., Melek, W., Lien, F. S. (2017). Pitch angle control for a small-scale Darrieus vertical axis wind turbine with straight blades (H-Type VAWT). *Renewable energy*, 114, 1353-1362.
13. Bianchini, A., Balduzzi, F., Di Rosa, D., Ferrara, G. (2019). On the use of Gurney Flaps for the aerodynamic performance augmentation of Darrieus wind turbines. *Energy Conversion and Management*, 184, 402-415.
14. Celik, Y., Ma, L., Ingham, D., Pourkashanian, M. (2020). Aerodynamic investigation of the start-up process of H-type vertical axis wind turbines using CFD. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 204, 104252.
15. Zhang, T., Wang, Z., Huang, W., Ingham, D., Ma, L., Pourkashanian, M. (2020). A numerical study on choosing the best configuration of the blade for vertical axis wind turbines. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 201, 104162.
16. Su, H., Dou, B., Qu, T., Zeng, P., Lei, L. (2020). Experimental investigation of a novel vertical axis wind turbine with pitching and self-starting function. *Energy Conversion and Management*, 217, 113012.
17. Ahmad, M., Shahzad, A., Akram, F., Ahmad, F., Shah, S. I. A. (2022). Design Optimization of Vertical Axis Wind Turbine. *Ocean Engineering*, 6, 111171.
18. Hao, W., Li, C. (2020), Performance improvement of adaptive flap on flow separation control and its effect on VAWT. *Energy*, 213, 118809.
19. Mohamed, O. S., Ibrahim, A. A., Etman, A. K., Abdelfatah, A. A., Elbaz, A. M. R. (2020). Numerical investigation of Darrieus wind turbine with slotted airfoil blades. *Energy Conversion and Management: X*, 5, 100026.
20. Roshan, Y. M., Khaleghinia, J., Nimvari E. M., Salarian, H. (2021). Performance improvement of Darrieus wind turbine using different cavity layouts. *Energy Conversion and Management: X*, 246:114693.
21. Zamani, M., Sangtarash, A., Maghrebi, J. M. (2021). Numerical Study of Porous Media Effect on the Blade Surface of Vertical Axis Wind Turbine for Enhancement of Aerodynamic Performance. *Energy Conversion and Management: X*, 245, 114598.
22. Ni, L., Miao, W., Li, C., Liu, Q. (2021). Impacts of Gurney flap and solidity on the aerodynamic performance of vertical axis wind turbines in array configurations. *Energy*, 215, 118915.

23. Yan, Y., Avital, E., Williams, J., Cui, J. (2021). Aerodynamic performance improvements of a vertical axis wind turbine by leading-edge protuberance. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 211, 104535.
24. Moshfeghi, M., Ramezani, M., Hur, N. (2021). Design and aerodynamic performance analysis of a finite span double-split S809 configuration for passive flow control in wind turbines and comparison with single-split geometries. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 214, 104654.
25. Hao, W., Bashir, M., Li, C., Sun, C. (2021). Flow control for high-solidity vertical axis wind turbine based on adaptive flap. *Energy Conversion and Management*, 249, 114845.
26. Syawitri, T. P., Yao, Y., Yao J, Chandra B. (2022). Geometry optimisation of vertical axis wind turbine with Gurney flap for performance enhancement at low, medium and high ranges of tip speed ratios. *Sustainable Energy Technologies And Assessments*, 49, 101779.
27. Ibrahim, A. A, Elbaz, A. M. R., Melani, P. F., Mohamed, O. S., Bianchini, A. (2022). Power augmentation of Darrieus wind turbine blades using trapped vortex cavity. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 223, 104949.
28. Abdolahifar A., Karimian, S. M. H. (2022). A comprehensive three-dimensional study on Darrieus vertical axis wind turbine with slotted blade to reduce flow separation. *Energy*, 248, 123632.
29. Abe, K.I., Ohya, Y., (2004) An investigation of flow fields around flanged diffusers using CFD. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 92(3-4), 315-330.
30. Toshimitsu, K., Nishikawa, K., Haruki, W., Oono, S., Takao, M., Ohya, Y. (2008). PIV measurements of flows around the wind turbines with a flanged-diffuser shroud. *Journal of Thermal Science*, 17(4), 375-380.
31. Kosasih, B., Tondelli, A., (2012). Experimental study of shrouded micro-wind turbine. *Procedia Engineering*, 49, 92-98.
32. Kardous, M., Chaker, R., Aloui, F., Nasrallah, S. B. (2013). On the dependence of an empty flanged diffuser performance on flange height: Numerical simulations and PIV visualizations. *Renewable Energy*, 56, 123-128.
33. Hu, J. F., Wang, W. X. (2015). Upgrading a shrouded wind turbine with a self-adaptive flanged diffuser. *Energies*, 8(6), 5319-5337.

34. Chaker, R., Kardous, M., Chouchen, M., Aloui, F., Nasrallah, S. Ben. (2016). Vortices' Characteristics to Explain the Flange Height Effects on the Aerodynamic Performances of a Diffuser Augmented Wind Turbine. *Journal of Solar Energy Engineering*, 138(6), 1-7.
35. El-Zahaby, A. M., Kabeel, A. E., Elsayed, S. S., Obiaa, M. F. (2016). CFD analysis of flow fields for shrouded wind turbine's diffuser model with different flange angles. *Alexandria Engineering Journal*, 56(1), 171-179.
36. Dighe, V. V., Avallone, F., Tang, J., van Bussel G. J. W. (2017, January) *Effects of gurney flap on the performance of diffuser augmented wind turbines*. 35th Wind Energy Symposium, Texas.
37. Heikal, H. A., Abu-Elyazeed, O. S. M, Nawar, M. A. A., Attai, Y. A., Mohamed, M. M. S. (2018). On the actual power coefficient by theoretical developing of the diffuser flange of wind-lens turbine. *Renewable Energy*, 125, 295-305.
38. Vaz, J. R. P., Wood, D. H. (2018) Effect of the diffuser efficiency on wind turbine performance. *Renewable Energy*, 126, 969-977.
39. Tunio, I. A, Shah, M. A., Hussain, T., Harijan, K., Mirjat, N. H, Memon, A. H. (2020). Investigation of duct augmented system effect on the overall performance of straight blade Darrieus hydrokinetic turbine. *Renewable Energy*, 153, 143-154.
40. Singh, M. A., Biswas, A., Misra, R. D. (2015). Investigation of self-starting and high rotor solidity on the performance of a three S1210 blade H-type Darrieus rotor. *Renewable Energy*, 76, 381-387.
41. Sengupta, A. R., Biswas, A., Gupta, R. (2016). Studies of some high solidity symmetrical and unsymmetrical blade H-Darrieus rotors with respect to starting characteristics, dynamic performances and flow physics in low wind streams. *Renewable Energy*, 93, 536-547.
42. Puspitasari, D., Sahim, K., (2019). Effect of Savonius blade height on the performance of a hybrid Darrieus-Savonius wind turbine. *Journal of Mechanical Engineering and Sciences*, 13(4), 5832-5847.
43. Patel, V., Eldho, T. I., Prabhu, S. V. (2019). Performance enhancement of a Darrieus hydrokinetic turbine with the blocking of a specific flow region for optimum use of hydropower. *Renewable Energy*, 135, 1144-1156.
44. Mazarbhuiya, H. M. S. M, Biswas, A., Sharma, K. K. (2020). Effect of blade attachments on the performance of an asymmetric blade H-Darrieus turbine at low

- wind speed. *Energy Sources, Part A: Recovery, Utilization and Environmental Effects*, 00(00), 1-18.
45. Commons, D. C., Winslow, A. R. (2017). *Urban Wind Generation: Comparing Horizontal and Vertical Axis Wind Turbines*, Master Thesis, at Clark University in Worcester, Massachusetts, 1-35.
 46. Müller, G., Jentsch, M. F., Stoddart, E. (2009). Vertical axis resistance type wind turbines for use in buildings. *Renewable Energy*, 34(5), 1407-1412.
 47. Eriksson, S., Bernhoff, H., Leijon, M. (2008). Evaluation of different turbine concepts for wind power. *Renewable & Sustainable Energy Reviews*, 12(5), 1419-1434.
 48. İbrahim, D., Muhammed, F. E. (2018). 3.4 Renewable Energy Production. *Comprehensive Energy Systems*, 3, 126-207.
 49. İnternet: wikipedia, 3 bladed turbine is the classic design of modern wind turbines, URL:
https://en.wikipedia.org/wiki/Wind_turbine_design#/media/File:Windpark_Berching01_verkleinert.jpg, Son Erişim Tarihi: 30.05.2022
 50. Leidy, T. C. M., Mohamed, Y. H., Mohamad, I., Adrian, I., Hussein, I., Miloud, R. (2021). 8 - Wind power plant planning and modeling. *Hybrid Renewable Energy Systems and Microgrids*, 259-312
 51. Islam, M., Ting, D. S. K., Fartaj, A. (2008). Aerodynamic models for Darrieus-type straight-bladed vertical axis wind turbines. *Renewable & Sustainable Energy Reviews*, 12(4), 1087-1109.
 52. Savonius, S. J. (1931). The S-Rotor and its applications. *Mechanical Engineering*, 53(5), 333–8.
 53. Kirke, B. K. (1998). *Evaluation of self-starting vertical axis wind turbines for stand-alone applications*. PhD Thesis, Griffith University, Australia, 69-70.
 54. D'Ambrosio, M., Medaglia, M. (2010). *Vertical Axis Wind Turbines*. Master Thesis, Halmstad, Sweden, 8.
 55. Hadi, A. M. (2013). Experimental Comparison Study for Savonius Wind Turbine of Two & Three Blades At Low Wind Speed. *International Journal of Modern Engineering Research (IJMER)*, 3(5), 2978-2986.

56. Darrieus, G. J. M. Turbine Having its rotating shaft transverse to the flow of the current. US Patent No. 1835081, 1931.
57. Möllerström, E., Gipe, P., Beurskens, J., Ottermo, F. (2019). A historical review of vertical axis wind turbines rated 100 kW and above. *Renewable & Sustainable Energy Reviews*, 105, 1-13.
58. İnternet: Darrieus Wind Turbine, MUCE turbines installed atop the Marine Board Building in Hobart, Australia. URL: https://en.wikipedia.org/wiki/Darrieus_wind_turbine#/media/File:Marine_Board_Hobart_20171120-029.jpg
59. Hand, B., Kelly, G., Cashman, A. (2021). Aerodynamic design and performance parameters of a lift-type vertical axis wind turbine: A comprehensive review. *Renewable & Sustainable Energy Reviews*, 139, 110699.
60. Fadil, J., Soedibyo, A. M. (2017, 28-29 Agust). *Performance analysis of vertical axis wind turbine with variable swept area*. 2017 International Seminar on Intelligent Technology and Its Applications, (ISITIA), Surabaya, Indonesia.
61. Battisti, L., Brighenti, A., Benini, E., Castelli, M. R. (2016, September). *Analysis of Different Blade Architectures on small VAWT Performance*. *The Science of Making Torque from Wind (TORQUE 2016)*, 753(6), Munhen, Germany.
62. Möllerström, E., Gipe, P., Beurskens, J., Ottermo, F. (2019). A historical review of vertical axis wind turbines rated 100 kW and above. *Renewable & Sustainable Energy Reviews*, 105, 1-13.
63. Brusca, S., Lanzafame, R., Messina, M. (2014). Design of a vertical-axis wind turbine: how the aspect ratio affects the turbine's performance. *International Journal of Energy and Environmental Engineering*, 5(4), 333-340.
64. Tanürün, H. E., Ata, İ., Canlı, M. E, A. Acır. (2020). Farklı açıklık oranlarındaki NACA-0018 rüzgâr türbini kanat modeli performansının sayısal ve deneysel incelenmesi. *Politeknik Dergisi*, 23(2), 371-381.
65. Fiedler, A. J., Tullis, S. (2009) Blade offset and pitch effects on a high solidity vertical axis wind turbine. *Wind Engineering*, 33(3), 237-246.
66. Kaya, A. F., Acır, A., Tanürün H. E. (Baskıda). Yarıçapa Bağlı Katılık Oranının bir H-Tip Dikey Eksenli Rüzgâr Türbinine Etkisinin Sayısal Olarak İncelenmesi. *Journal of Polytechnic*, 0900:0-2.

67. Tong, W. (2010). *Wind Power Generation and Wind Turbine Design (Forty four)*. Kollmorgen Corporation, USA: Kollmorgen Corporation, 798.
68. Rezaeiha, A., Kalkman, I., Blocken, B. (2017). Effect of pitch angle on power performance and aerodynamics of a vertical axis wind turbine. *Applied Energy*, 197, 132-150.
69. Duncan, W. J., Thom A. S., Young, A. D. (1960). *An Elementary Treatise on The Mechanics of Fluids*. Canada: Edward Arnold From Laird Books, 50.
70. Biadgo, A. M., Simonović, A., Komarov, D., Stupar, S. (2013). Numerical and analytical investigation of vertical axis wind turbine. *Faculty of Mechanical Engineering*, 41(1), 49-58.
71. Templin, R. J. (1974). Aerodynamic Performance Theory for the NRC Vertical-Axis Wind Turbine. NASA STI/Recon Technical Report N76, *National Aeronautical Establishment*, Ottawa, 1.
72. Wilson, R. E., Lissaman, P. (1974). *Applied Aerodynamics of Wind Power Machines*. Oregon State University, Corvallis, 1.
73. Strickland, J. H., Webster, B. T., Nguyen, T. (1979). A Vortex Model of the Darrieus Turbine: An Analytical and Experimental Study. *Journal of Fluids Engineering* 101, 500-505.
74. Muraca, R. J., Stephens, M. V., Dagenhart, J. R. (1975). Theoretical Performance of Cross-Wind Axis Turbines with Results for a Catenary Vertical Axis Configuration. *NASA Technical Reports Server*, 85-86.
75. Sharpe, D. J. (1977). A Theoretical and Experimental Study of the Darrieus Vertical Axis Wind Turbine. *Report: School of Mechanical, Aeronautical & Production Engineering*. Kingston Polytechnic, 5.
76. Kline, S. J., McClintock, F. A. Describing uncertainties in single-sample experiments, *Mechanical. Engineering*, 75, 3-8.
77. Şahin, İ, Acir, A. (2015). Numerical and Experimental Investigations of Lift and Drag Performances of NACA 0015 Wind Turbine Airfoil. *International Journal of Manufacturing, Materials, and Mechanical Engineering*, 3(1):22-25.
78. Akin, A. G., Tanürün, H. E., Acir, A. (2021). Rüzgâr türbinlerinde giriş yapısının performansa etkisinin sayısal olarak incelenmesi. *Politeknik Dergisi*, 24(3), 1219-1226.

79. Mohamed, M. H. (2013). Impacts of solidity and hybrid system in small wind turbines performance. *Energy*, 57, 495-504.
80. Sobhani, E., Ghaffari, M., Maghrebi, M. J. (2017). Numerical investigation of dimple effects on Darrieus vertical axis wind turbine. *Energy*, 133, 231-241.
81. Tanürün, H. E., Acir, A. (2019). Modifiye edilmiş NACA-0015 kanat yapısında tüberkül etkisinin sayısal analizi. *Politeknik Dergisi*, 22(1), 185-195.
82. Maître, T., Amet, E., Pellone, C. (2013) Modeling of the flow in a Darrieus water turbine: Wall grid refinement analysis and comparison with experiments. *Renewable Energy*, 51, 497-512.
83. Wong, K. H., Chong, W. T., Sukiman, N. L., Shiah Y. C., Poh S. C., Sopion K., Wang W. C. (2018). Experimental and simulation investigation into the effects of a flat plate deflector on vertical axis wind turbine. *Energy Conversation Managment*, 160, 109-125.
84. De Marco, A., Coiro, D. P., Cucco, D. (2014). Nicolosi, F. A numerical study on a vertical-axis wind turbine with inclined arms. *International Journal of Aerospace Engineering*, 2014, 1-14.
85. Rogowski, K., Hansen, M. O. L., Lichota, P. (2018). 2-D CFD Computations of the Two-Bladed Darrieus-Type Wind Turbine. *Journal of Applied Fluid Mechanics*, 11(4), 835-845.
86. Orlandi, A., Collu, M., Zanforlin, S., Shires, A. (2015). 3D URANS analysis of a vertical axis wind turbine in skewed flows. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 147, 77-84.
87. Castelli, R. M., Dal Monte, A., Quaresimin, M., Benini, E. (2013). Numerical evaluation of aerodynamic and inertial contributions to Darrieus wind turbine blade deformation. *Renewable Energy*, 51, 101-112.
88. Lam, H. F., Peng, H. Y. (2016). Study of wake characteristics of a vertical axis wind turbine by two- and three-dimensional computational fluid dynamics simulations. *Renewable Energy*, 90, 386-398.
89. Gosselin, R., Dumas, G., Boudreau, M. (2016). Parametric study of H-Darrieus vertical-axis turbines using CFD simulations. *Journal of Renewable and Sustainable Energy*, 8(5), 1-13.

90. Balduzzi, F., Bianchini, A., Maleci, R., Ferrara, G., Ferrari, L. (2016). Critical issues in the CFD simulation of Darrieus wind turbines. *Renewable Energy*, 85, 419-435.
91. Elkhoury, M., Kiwata, T., Aoun, E. (2015). Experimental and numerical investigation of a three-dimensional vertical-axis wind turbine with variable-pitch. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 139:111-123.
92. Siddiqui, M. S., Rasheed, A., Kvamsdal, T., Tabib, M. (2015). Effect of turbulence intensity on the performance of an offshore vertical axis wind turbine. *Energy Procedia*, 80 (1876), 312-320.
93. Song, C., Zheng, Y., Zhao, Z., Zhang, Y., Li, C., Jiang, H. (2015). Investigation of meshing strategies and turbulence models of computational fluid dynamics simulations of vertical axis wind turbines. *Journal of Renewable and Sustainable Energy*, 7(3), 1-16.
94. Sabaeifard, P., Razzaghi, H., Forouzandeh, A. (2012). Determination of Vertical Axis Wind Turbines Optimal Configuration through CFD Simulations. *2012 International Conference on Future Environment and Energy IPCBEE*, Singapore, 28, 109-113.
95. Golarche, A. A., Malabad, J. S. M., Anbarsoozb, M. (2017). A numerical study on the aerodynamic performance and the self-starting characteristics of a Darrieus wind turbine considering its moment of inertia. *Renewable Energy*, 107, 298-311.
96. Wang, Y., Sheng, S., Li, G., Huang, D., Zheng, Z. (2018). Investigation on aerodynamic performance of vertical axis wind turbine with different series airfoil shapes. *Renewable Energy*, 126, 801-818.
97. Ferreira, C. S. (2009). *The near wake of the VAWT 2D and 3D views of the VAWT aerodynamics*. PhD. Thesis, Delft University of Technology, The Netherlands, 304.
98. Wang, Z., Zhuang, M. (2017). Leading-edge serrations for performance improvement on a vertical-axis wind turbine at low tip-speed-ratios. *Applied Energy*, 28(15):1184-1197.



GAZİ GELECEKTİR...