

GELİŞTİRİLEN DMST YAZILIMI İLE YUNUSLAMA AÇISI KONTROLÜNÜN DARRIEUS TÜRBİNİ PERFORMANSINA ETKİSİNİN İNCELENMESİ

Rıdvan Almaz², Sercan Acarer³
Z.Haktan Karadeniz³, İskender Kökey¹, Alpaslan Turgut⁵

¹XGEN ENERGY, ²Dokuz Eylül Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Mekatronik Mühendisliği Ana Bilim Dalı, ³İzmir Katip Çelebi Üniversitesi, Mühendislik ve Mimarlık Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü, ⁵Dokuz Eylül Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü
ridvanalmaz@gmail.com, sercan.acarer@ikc.edu.tr, zhaktan.karadeniz@ikc.edu.tr, iskender.kokey@xgen.com.tr, alpaslanturgut@gmail.com

ÖZET

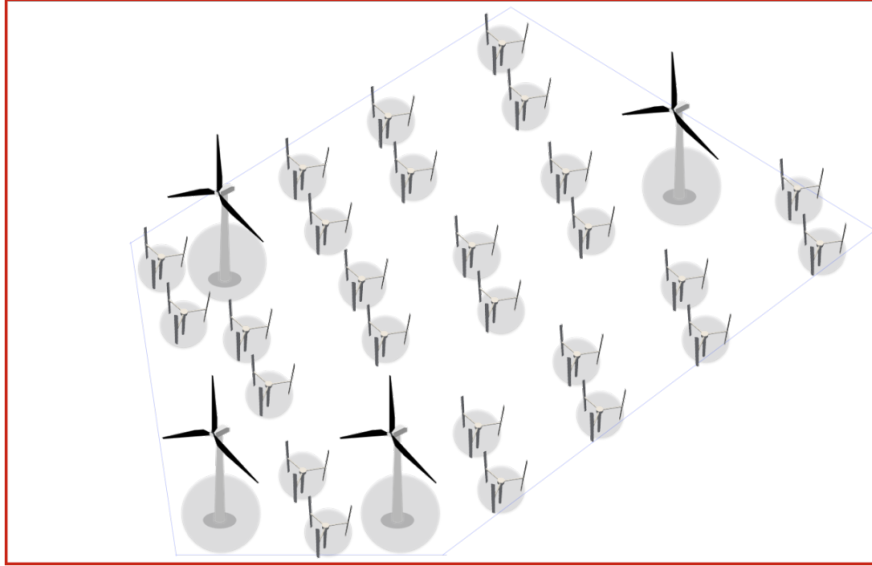
Değişken geometri ve buna uygun kontrol teknikleri ile rüzgar türbinlerinin adaptasyonunu ve esnekliğini arttırmak, yenilenebilir enerjinin toplam küresel enerji üretimindeki payı arttıkça, önemli konulardan biri haline gelmiştir. Kentsel veya kırsal bölgelerdeki değişken rüzgar yönü ve türbülanslı rüzgar koşulları için uygun olan Darrieus türbinleri, dinamik (anlık değişen) kanat yunuslama açısından faydalanılarak daha esnek hale getirilebilir. Dinamik yunuslama açısı kontrolü, özellikle dönme hızları (ve yunuslama açısı değişim frekansı) düşük olan büyük rüzgar türbinleri için pratikte uygulanabilir durumdadır. Bu çalışmada, Darrieus türbinlerinde dinamik yunuslama açısının etkisini incelemek için, yarı-deneysel (kanat profili verilerini kullanarak) ve bir boyutlu “İki Bölgeye Ayrılmış Çoklu Akış Tüpü Modeli (Double Multiple Stream Tube / DMST)” rüzgar türbini modeli geliştirilmiştir. Ampirik veri tabanlı model, literatürde bulunan 4 bağımsız deney verisiyle kalibre edilmiş ve bunlardan bağımsız 1 deney verisiyle doğrulanmıştır. Bu sayede literatürde mevcut olan benzer çalışmalar kullanılarak bu modelin tahmin yeteneği gösterilmiştir. Ardından, hem negatif hem de pozitif sabit yunuslama açısının türbin performansına etkisi incelenmiştir. Son olarak, yunuslama açısı dinamik olarak kontrol edilerek, akışın kanada en düşük kaldırma/sürüklenme kuvvet oranında gelmesi sağlanmış ve bunun türbin performansına olan etkisi incelenmiştir. Buna göre türbin çalışma aralığı önemli derecede artmıştır. Ancak kanadın akıştan maksimum düzeyde enerji soğurmasına dayalı bu strateji, kanada daha az hava gelmesiyle sonuçlandığı için türbinin maksimum verimini arttırmamıştır.

1. GİRİŞ

Modern rüzgar türbinleri, rotor eksenlerinin konumlarına bağlı olarak düşey eksenli ve yatay eksenli olarak iki ana sınıfa ayrılmış durumdadır. Düşey eksenli rüzgar türbinleri (DERT) üzerine yapılan çalışmalar 70'lerin sonlarında başlamış olsa dahi, yatay eksenli rüzgar türbinlerinin (YERT) verimlerinin ve çalışma aralıklarının daha yüksek olması sebebiyle yaygın bir kullanım alanı sağlayamamışlardır [1]. Dolayısıyla günümüzde yüksek kapasiteli enerji üretilebilmesi için çoğunlukla YERT'ler tercih edilmektedir. Bu RES'lerde kullanılan YERT'lerin kanat ucu hızı, havanın serbest akışının 6-9 katına kadar çıkabilmekte ve bu durum beraberinde pahalı ve karmaşık frenleme sistemi ile kanat açısı ayarlama mekanizması ihtiyacını doğurmaktadır [2]. Ayrıca, artan kanat çapları ve kule yükseklikleri nedeniyle, birden fazla YERT'in bir arada kullanılması ile oluşturulan modern RES'lerdeki türbinlerin birbirleri ile olan indirmesinin azaltılması için ihtiyaç duyulan boş alan da artmaktadır [3].

Alternatif olarak geliştirilen DERT'ler ise günümüzde daha çok, düşük güç ihtiyaçlarını karşılamak için kullanılmaktadır. Farklı tasarımlarda DERT'ler bulunmakla birlikte başarımları ayrıntılı olarak incelenip belgelenmiş, yayın üretimi sağlamış, güvenilirliği yüksek, uygun maliyetli ve ticari olarak bulunabilen DERT piyasası henüz oluşmamıştır [2]. Ancak, özellikle

2009 yılı sonrasında üzerine yoğun bir şekilde çalışılan DERT'ler ile ilgili yapılan akademik çalışmalar DERT'lerin çalışma mekanizmaları hakkında son derece detaylı sonuçları ortaya koymaktadır. DERT'ler gerek tekli, gerek eşli gerekse eşli ve gruplar halinde kullanılabilirler. Eşli şekilde çalıştırılıp gruplar halinde sahaya konumlandırılarak oluşturulan RES'lerde aynı taban alanı başına güç yoğunluğunun YERT'ler ile kurulan RES'lere oranla 3-4 kat daha fazla olduğu saptanmıştır [4]. Ayrıca DERT'lerin YERT'ler ile kurulmuş RES'lerdeki atıl alanların da kurulu güce çevrilebilmesi için çalı-ağaç konseptinde kullanılmaları önerilmektedir (Şekil 1)[5].



Şekil 1. Çalı-ağaç konseptine sahip bir RES [5]

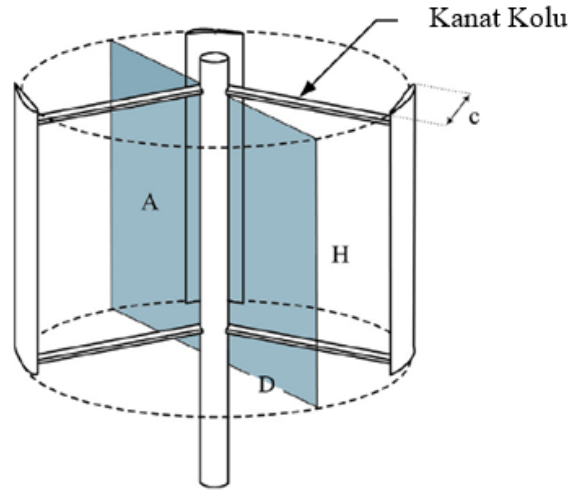
Son dönemde DERT'lerin kullanım alanlarında yaşanan bu hızlı gelişmeler, gerek akademik araştırmacıları gerekse ticari firmaları DERT'ler üzerine daha fazla çalışmaya motive etmiştir. Bu amaçla gerek eşli ve gruplar halinde çalışan DERT'lerin enerji indirgemelerinin incelenmesi gerekse, tekil DERT'lerin performanslarının artırılması amacıyla çok sayıda akademik ve ticari grup çalışmalarını sürdürmektedir.

2. DERT'lerde KANADA ETKİYEN KUVVETLER VE TASARIM PARAMETRELERİ

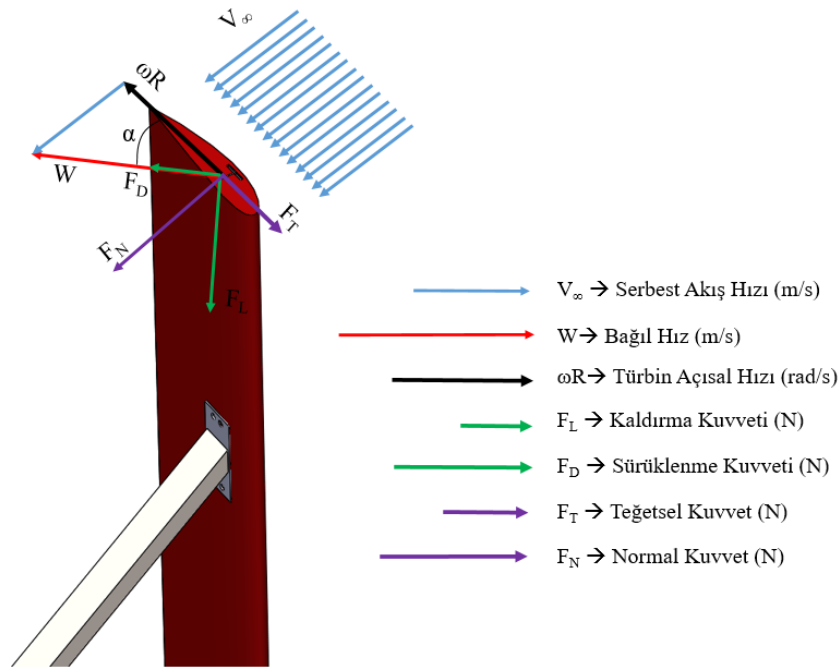
DERT geometrisi Tablo 1'de numaralandırılan 12 temel parametre ile tanımlanabilmektedir. Bunlar, Şekil 2 üzerinde gösterilmektedir. Şekil 3 ise kanada gelen akımın ve oluşan kuvvetlerin yönünü göstermektedir.

Tablo 1. Türbin Parametreleri

Parametre Tanımı	Sembolü	Birimi (SI)
Veter (Kord) Uzunluğu	c	m
Türbin/Kanat Yüksekliği	H	m
Rotor Çapı	D	m
Türbin Süpürme Alanı	A	m^2
Kanat Sayısı	N	-
Serbest Rüzgâr Hızı	V_{∞}	m/s
Türbin Dönüş Hızı	ω	rad/s
Kanat Profili	NACA-serisi	-
Katılık Oranı	σ	-
Hücum Açısı	α	Derece
Yunuslama Açısı	β	Derece
Türbin Açısal Konumu	θ	Derece



Şekil 2. Türbin üzerinde bazı parametrelerin gösterimi [6]

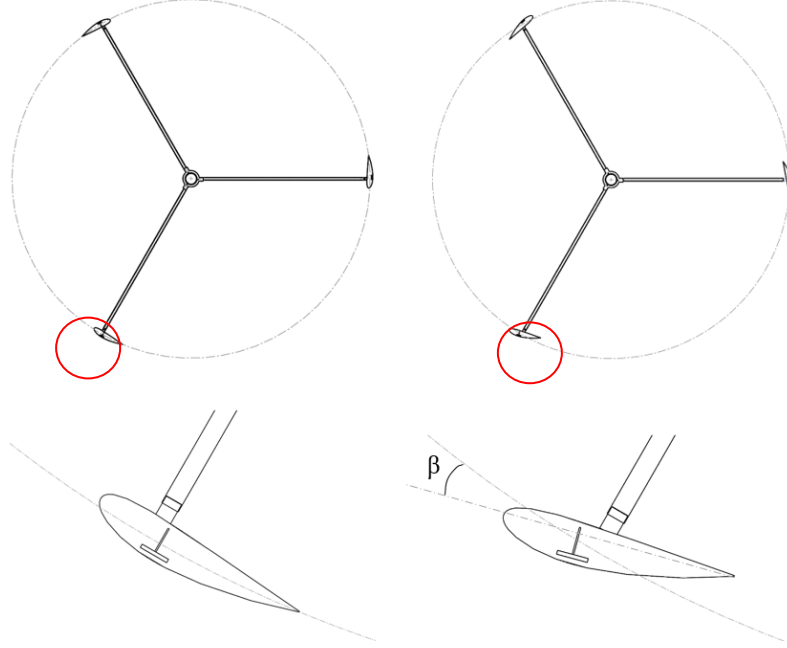


Şekil 3. Kanat üzerine etkiyen hızlar ve aerodinamik kuvvetlerin gösterimi

Tasarım parametrelerinden her birini ayrı ayrı dikkate alarak tasarım yapmak uzun bir süreci içerdiği için için, çoğu zaman literatürde bulunan ve daha önce test edilip onaylanmış boyutsuz gruplar üzerinden tasarım gerçekleştirmek mümkündür. Ancak daha detaylı olarak, 1-boyutlu bir model geliştirerek ve bu model üzerinde gerekli parametrelerin değerlerini girerek, türbinden elde edilecek güç değeri, tork değeri, aerodinamik katsayı ve kuvvet değerlerini saptamak ve türbinin optimum çalışma şartlarını belirlemek, bir diğer alternatiftir. Rüzgar türbini tarafından üretilen güç ile havada bulunan kinetik gücün oranı bize güç katsayısı (Coefficient of Power) olarak adlandırılan C_p değerini verir. Betz'in teorisinden bunun teorik üst sınırı 0.593'tür. Pratikte bu değer, mekanik ve aerodinamik kayıplardan dolayı daha da düşük olacaktır. Pazardaki küçük düşey eksenli rüzgar türbinlerinden alınan verilere göre DERT'ler için tipik güç katsayısı C_p yaklaşık 0.15 ile 0.22 aralığındadır [7]. Ancak türbin büyüdükçe (Reynolds sayısı arttıkça ve dolayısıyla göreceli sürtünme etkileri azaldıkça) bu değer 0.5 seviyelerine gelebilmektedir.

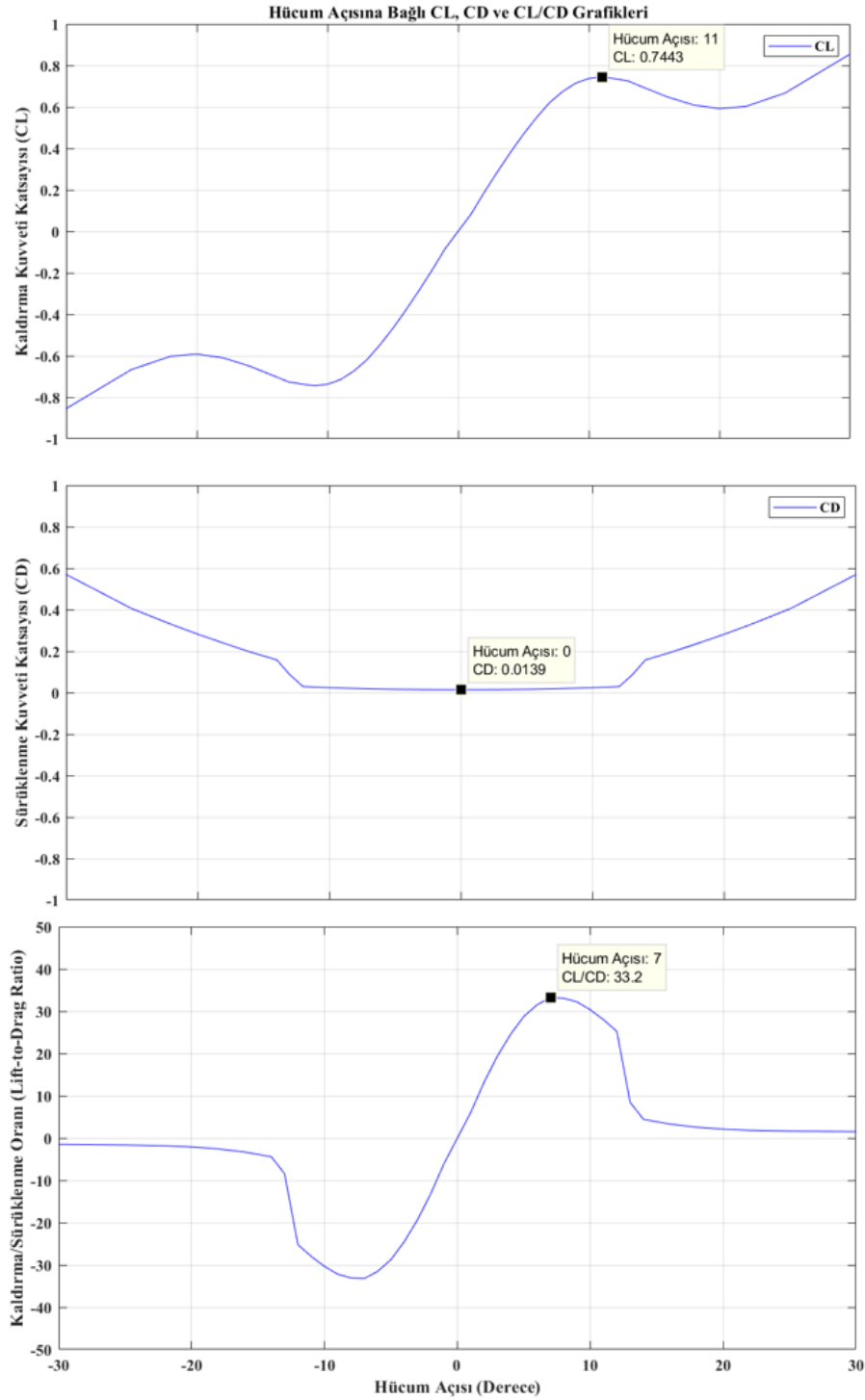
3. YUNUSLAMA AÇISI

Önceki bölümde anlatılan tasarım parametrelerinden yunuslama açısı Şekil 4'te görselleştirilmiştir. Yunuslama açısı, türbinin dönme dairesine teğet olan çizgi ile kanat profilinin kord hattına teğet olan çizgi arasında kalan ve β ile gösterilen açı olarak ifade edilmektedir [8]. Şekil 4'te negatif bir yunuslama açısı gösterilmiştir.



Şekil 4. Yunuslama açısının olmadığı durum (sol) ve yunuslama açısının negatif olduğu durum (sağ)

Yunuslama açısı temel olarak akışın kanada hangi (bağıl) hücum açısı ile geleceğini belirler. Bu baştan ayarlanan bir açı da olabilir, dinamik olarak anlık da ayarlanabilir. Kanada gelen (bağıl) akışın aynı kaldığı düşünülürse, kaldırma kuvvetinin gelen akışa dik yönlü ve sürüklenme kuvvetinin ise gelen akışa paralel ve aynı yönde olduğu göz önünde bulundurulursa (Şekil 3), kaldırma/sürüklenme kuvvet oranının arttıkça kanadın üreteceği torkun ve dolayısıyla türbin gücünün artacağı ortaya çıkar. Bu kapsamda yunuslama açısı ile konumlandırılan kanat, türbin dönüşü boyunca ağırlıklı olarak kaldırma kuvvetini artırır, sürüklenme kuvvetini ise azaltırsa türbin performansı artacaktır. Uygun olmayan bir yunuslama açısı seçimi ise tersi yönde etki yapacaktır. Bir kanadın tipik performansı (NACA0018 için) Şekil 5'te sunulmuştur. Buna göre maksimum kaldırma/sürüklenme kuvvet oranı, kaldırma kuvvetinin maksimum olduğu ya da sürüklenme kuvvetinin minimum olduğu hücum açılarında denk gelmeyip, ikisinin ortasında bir hücum açısında gerçekleşmektedir. Ayrıca bu karakteristikler anlık yerel Reynolds sayısına güçlü şekilde bağlıdır. Her şartta bu ideal çalışma şartının sağlanması, ancak gerçek zamanlı saha kontrolü ile sağlanabilir. Yunuslama açısı kontrolü olmadan, değişen koşullarla birlikte (rüzgâr hızı, rüzgâr yönü vb.) kanat profili, tasarım performansının ideal değerinin dışında çalışmaktadır [9].



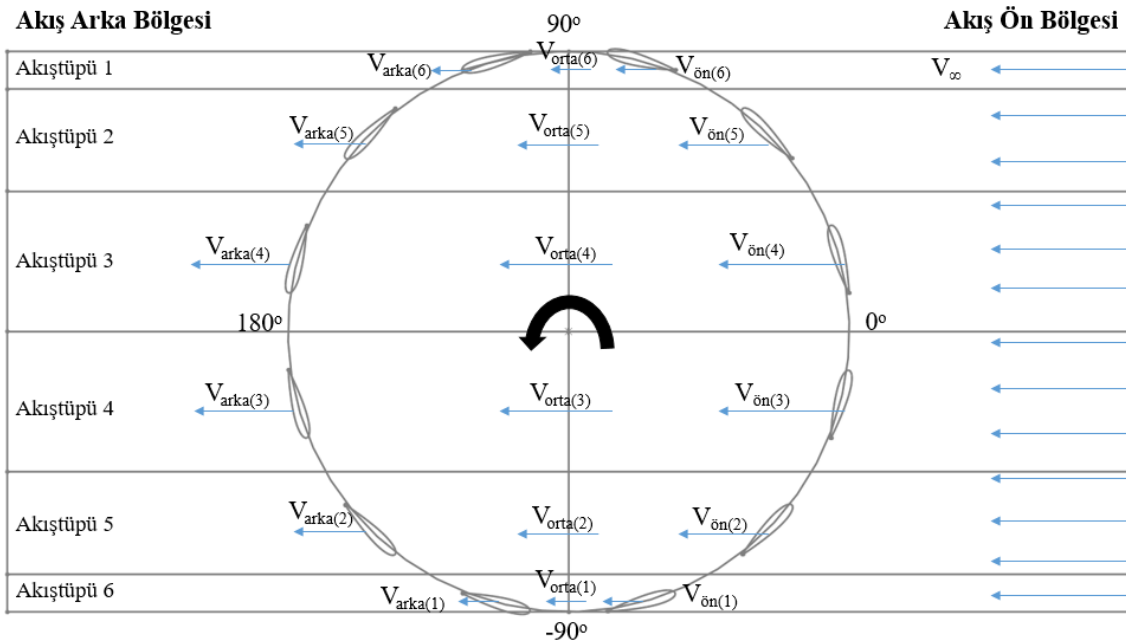
Şekil 5. Hücum açısına bağlı olarak kaldırma, sürüklenme katsayıları ve kaldırma/sürüklenme oranının gösterimi

Daha yüksek performans değerine ulaşmak için dinamik yunuslama açısı kontrolü önemli olsa da gerçek hayatta ekonomik ve pratik olmayabilir. Ayrıca kanatların gerçek zamanlı olarak bu aralıklarda yunuslama yapması hem dinamik yükleri hem de yorulma yükünü arttıracaktır. Bunun yerine sabit bir yunuslama açısı değeri seçilip baştan sabitlenebilir. Ancak büyük türbinlerde dönüş hızları düşük olduğundan, bu anlık kontrol düşük frekanslı değişimlere cevap şeklinde olacağından pratik uygulama alanı bulabilir ve türbinden daha yüksek başarımlar elde etmek mümkün olabilir.

4. ANALİZ YÖNTEMLERİ VE DMST

Darrieus türbinleri için çeşitli aerodinamik performans tahmin modelleri vardır. Kanat-momentum prensiplerine dayanan aerodinamik modeller kanat yükünü tahmin etmede yetersizdir [10]. Buna rağmen momentum modelleriyle çalışma yürütmekteyiz çünkü bu modellerin en büyük avantajı çok hızlı bir şekilde sonuç vermeleri ve hesaplama maliyetlerinin oldukça düşük olmasıdır. Ayrıca düşey eksenli türbinleri geniş bir Reynolds sayısı ve hücum açısı aralığında çalışmaktadır. Bu geniş aralıkta diferansiyel denklemlere dayalı çok boyutlu ve detaylı sayısal simülasyon yöntemlerinin bu türbinlere uygulanması zaman ve doğruluk (düşük Reynolds sayıları için turbülans modeli) ile ilgili problemlere neden olmaktadır. Amacımız 1-boyutlu ampirik tabanlı hızlı sonuç veren bir modelle literatürde bulunan türbin karakteristiklerine yakın sonuçlar elde etmektir.

Ion Paraschivoiu tarafından geliştirilen model ile akış tüpleri (rüzgarın geliş yönüne göre) ön ve arka olmak iki bölgeye ayrılmıştır (Şekil 6). Ayrıca her iki bölgede birçok akış tüpü bulunmaktadır. İki parçaya bölünmüş çoklu akışkan tüplü bu analitik model 'DMST' olarak adlandırılmaktadır. Rotorun her iki tarafındaki indirgenen hızların değişimi, ön bölgede daha büyük torklar üretirken arka bölgede enerjinin büyük kısmının ön bölgede soğurulmasından dolayı daha küçük torklar üretmektedir [11].



Şekil 6. DMST modelinin dönme dairesindeki dört farklı bölgede gösterimi

Akış ön bölgesindeki hız bileşeni türbinin akışı kısmi engellemesi sebebiyle yerel ortam rüzgar hızından daha düşüktür, $V_{ön} < V_{\infty}$, ve akış ön bölgesi ile akış arka bölgesi arasındaki orta düzlemde indirgenmiş bir denge hızı vardır, $V_{orta} < V_{ön}$; bu nedenle indirgenen hız, aksenal akış doğrultusunda azalır, böylece akış arka bölgesindeki rüzgar bileşeni, denge hızından daha az olur, $V_{arka} < V_{orta}$. Rotorun ön bölgesi için, yerel rüzgar hızı V_{∞} , $u < 1$ olan bir indirgeme (interference) faktörü ile azalır ve indirgenen hız, aşağıdaki gibi olur:

$$V_{ön} = u \cdot V_{\infty} \quad (1)$$

Nihayetinde indirgenen denge hızı :

$$V_{orta} = (2u - 1)V_{\infty} \quad (2)$$

Rotorun arka bölgesi için, V_{orta} , giriş hızıdır ve akış tüpünün sonunda, indirgenen hız aşağıdaki gibi yazılabilir:

$$V_{arka} = u_{arka}(2u - 1)V_{\infty} \quad (3)$$

$u_{arka} = V_{arka}/V_{orta}$ olduğu rotorun bu kısmı için ikinci indirgeme faktörü $u_{arka} < u$ olur. Bu koşullar altında akış tüpünde indirgenen hız, rotorun her bir yarısı için ayrı ayrı iterasyonlarla hesaplatılır. $-\pi/2 \leq \theta \leq \pi/2$ ile sınırlandırılan rotorun ön bölgesi için yerel bağıl hız bileşeni, aşağıdaki denklemle verilir:

$$W_{\text{ön}} = V_{\text{ön}} \sqrt{1 + X_{\text{ön}}^2 - 2X_{\text{ön}} \sin(\theta)} \quad (4)$$

Burada rotor ön bölgesindeki yerel kanat uç hız oranı olarak adlandırılan $X_{\text{ön}}$,

$$X_{\text{ön}} = \omega R / V_{\text{ön}} \quad (5)$$

Denklemi ile elde edilir. Daha sonra aşağıdaki denklem ile yerel Reynolds sayısı hesaplanır.

$$Re = W_{\text{ön}} c / \text{kinematik viskozite} \quad (6)$$

Hücum açısı değerini de sinüs teoreminden hesaplatacak olursak aşağıdaki denklemi elde ederiz:

$$\alpha = \sin^{-1} \left(\frac{V_{\text{ön}} \cos(\theta)}{W_{\text{ön}}} \right) \quad (7)$$

Bu aşamadan sonra rotorun ön bölgesinden başlanacak ve $-\pi/2 < \theta < \pi/2$ arasında bulunan bölgede indirgeme katsayısının (u) değerleri elde edilecektir. Daha sonra rotorun arka bölgesi için bu ' u ' değerleri kullanılarak $\pi/2 < \theta < 3\pi/2$ arasında tanımlanan arka bölgede u_{arka} hesaplatılacak ve gerekli yakınsama sağlanana kadar iterasyona devam edilecektir.

$$F_{L_{\text{ön}}} = \frac{1}{2} \rho A_{kanat} W_{\text{ön}}^2 C_L \quad (8)$$

$$F_{D_{\text{ön}}} = \frac{1}{2} \rho A_{kanat} W_{\text{ön}}^2 C_D \quad (9)$$

Kanat profili kaldırma ve sürüklenme katsayıları, (sırasıyla C_L ve C_D) yerel Reynolds sayısı ve yerel hücum açısı parametrelerinin her ikisini de kullanarak interpolasyon ile elde edilir. Bunun için gereken kanat karakteristikleri Sandia Labaratuvar deney verilerinden alınmıştır [12]. Yarı deneysel olan bu veriler geliştirilecek programın veritabanını oluşturmuştur.

$$F_{T_{\text{ön}}} = F_{L_{\text{ön}}} \sin(\alpha) - F_{D_{\text{ön}}} \cos(\alpha) \quad (10)$$

$$F_{N_{\text{ön}}} = F_{L_{\text{ön}}} \cos(\alpha) + F_{D_{\text{ön}}} \sin(\alpha) \quad (11)$$

$$C_{T_{\text{ön}}} = \frac{F_{T_{\text{ön}}}}{0.5 \rho A_{kanat} W_{\text{ön}}^2} \quad (12)$$

$$C_{N_{\text{ön}}} = \frac{F_{N_{\text{ön}}}}{0.5 \rho A_{kanat} W_{\text{ön}}^2} \quad (13)$$

$$F_{\text{ön}} = \frac{Nc}{8\pi R} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \left(C_{N_{\text{ön}}} \frac{\cos \theta}{|\cos \theta|} - C_{T_{\text{ön}}} \frac{\sin \theta}{|\cos \theta| \cos \delta} \right) \left(\frac{W_{\text{ön}}}{V_{\text{ön}}} \right)^2 d\theta \quad (14)$$

$$u = \frac{\pi}{F_{\text{ön}} + \pi} \quad (15)$$

Eşitlik 1'den eşitlik 15'e kadar olan işlemler yapılarak ilk iterasyon gerçekleştirilmiş olur ve her akış tüpü için 'u' değerleri elde edilir. Yakınsama, özellikle yüksek TSR'ler için ekvator düzlemi akışındaki en fazla sayıda iterasyonda daha hızlı gerçekleşir. Bir kez indirgenen hız doğru hesaplatıldığında, denklem 4 ile yerel bağıl hız (W) ve denklem 7 ile efektif hücum açısı (α) da doğru olarak elde edilecektir. Akış ön bölgesindeki tork ve güç katsayısı değerlerini elde etmek için aşağıdaki denklemler kullanılır:

$$\overline{T_{\text{ön}}} = \frac{N/2}{\pi} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} T_{\text{ön}}(\theta) d\theta \quad (16)$$

Ve ortalama tork katsayısı aşağıdaki gibi olacaktır:

$$\overline{C_{Q1}} = \frac{NcH}{2\pi A} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \int_{-1}^1 C_{T_{\text{ön}}} \left(\frac{W_{\text{ön}}}{V_{\infty}} \right)^2 \left(\frac{\eta}{\cos \delta} \right) d\zeta d\theta \quad (17)$$

Böylece rotorun ön bölgesi için olan güç katsayısı aşağıdaki gibi yazılabilir:

$$C_{P1} = \frac{\omega R}{V_{\infty}} \overline{C_{Q1}} = X_{\text{orta}} \overline{C_{Q1}} \quad (18)$$

Akış ön bölgesi için tork ve güç katsayısı değerleri elde edildikten sonra aynı işlemler akış arka bölgesi için tekrar edilir. Rotorun arka tarafında kalan akış yönünde, yerel bağıl hız:

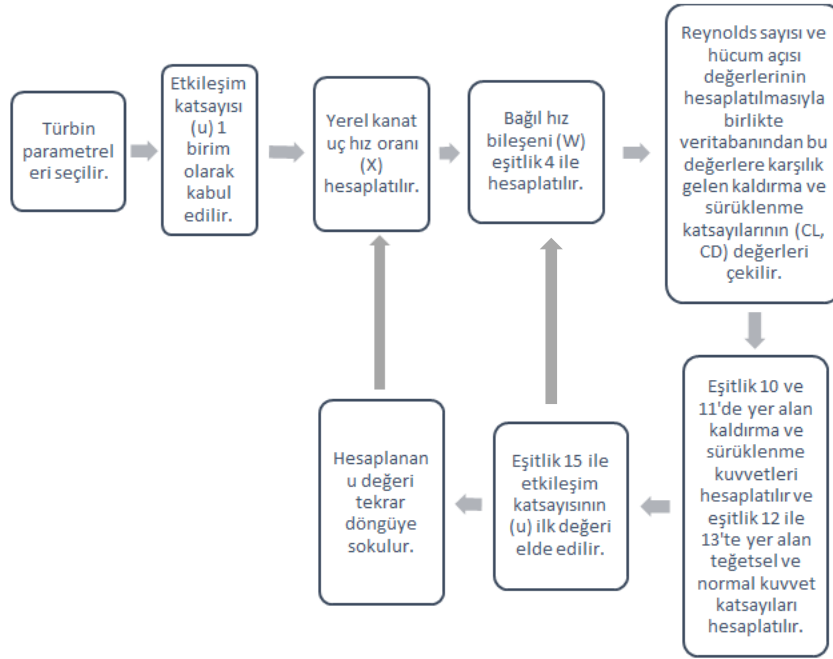
$$W_{\text{arka}}^2 = V_{\text{arka}}^2 [(X_{\text{arka}} - \sin(\theta))^2 + \cos^2(\theta) \cos^2(\delta)] \quad (19)$$

Burada,

$$X_{\text{arka}} = \omega R / V_{\text{arka}} \quad (20)$$

Denklem 6'da yer alan ön bölgede hesaplatılan yerel bağıl hız bileşeni yerine arka bölgede hesaplatılan yerel bağıl hız bileşeni yerleştirilir ve Reynolds sayısının arka bölgedeki değerine ulaşılır. Ayrıca hücum açısı değerinin hesaplatıldığı Eşitlik 7'de arka bölgeye indirgenerek gelen serbest akış hızı değeri ve arka bölgede hesaplatılan bağıl hız bileşeni yerleştirilerek hücum açısının arka bölgedeki değeri hesaplatılır. Denklem 4'ten Denklem 18'e kadar olan tüm denklemler akış arka bölgesi için tekrar hesaplatılır. Bu işlem gerekli yakınsama sağlanıncaya kadar devam eder. İndirgeme katsayısının (u) doğru değerine bir kez ulaşıldıktan sonra türbinin akış arka bölgesindeki tork ve güç katsayısı değerlerine ulaşılmış olur. İşlemlerin sonunda ön ve arka bölgede ayrı olarak hesaplatılan tork ve güç katsayısı değerleri skaler olarak toplanarak türbinin toplam tork değerine ve toplam güç katsayısı değerine ulaşılır. Bu algoritma Şekil 7'de özetlenmiştir.

$$C_P = C_{P1} + C_{P2} \quad (21)$$

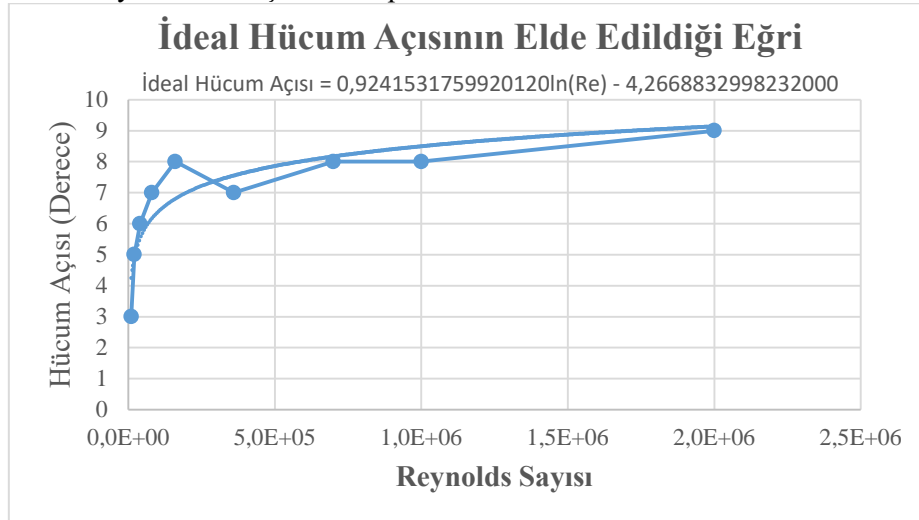


Şekil 7. Algoritmanın çalışma prensibi

Modelin talep ettiği kaldırma ve sürüklenme katsayıları veritabanından hesaplatılarak elde edilmektedir. Programın işleyişinde yerel Reynolds sayısı ve hücum açısına bağlı olarak interpolasyon işlemini yapılmaktadır ve gerekli kaldırma ve sürüklenme katsayısı değerleri hesaplanarak işleme sokulmaktadır.

MATLAB yazılımı ile geliştirilen bir arayüz ve arka planda bu kanat karakteristikleri veritabanı ile birlikte genel tasarım parametreleri (Tablo 1) girilen türbinlere ait performans değerleri hızlıca elde edilmektedir.

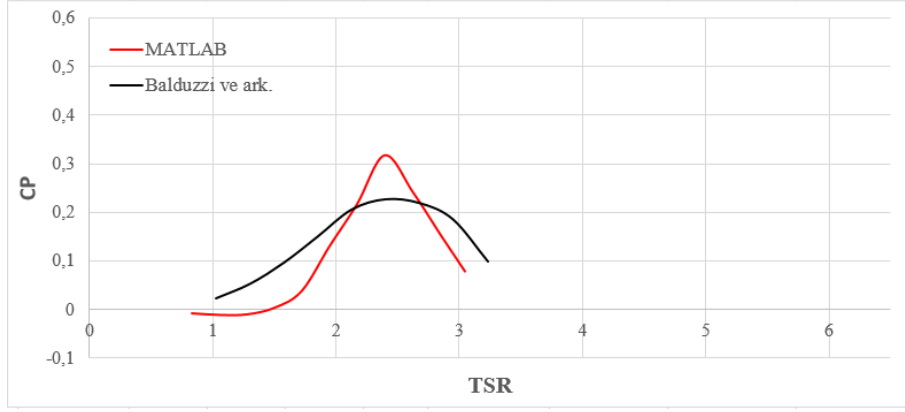
Çalışmanın asıl amacı dinamik olarak yunuslama açısını gerçek zamanlı kontrol ederek teorikte elde edilebilecek maksimum güç üretimini görebilmektir. Bu doğrultuda programın ilk olarak yerel Reynolds sayısına bağlı olarak ideal kaldırma/sürüklenme oranının elde edildiği hücum açısı değerlerini saptaması ve tüm kanat profilleri için ayrı bir fonksiyon elde ederek türbinin her açısal konumda ideal performansı göstereceği kaldırma ve sürüklenme katsayılarını program veritabanında çekebilmesi gerekmektedir. Buna göre program ideal hücum açısına göre, her açısal konumdaki yunuslama açısını hesaplamaktadır.



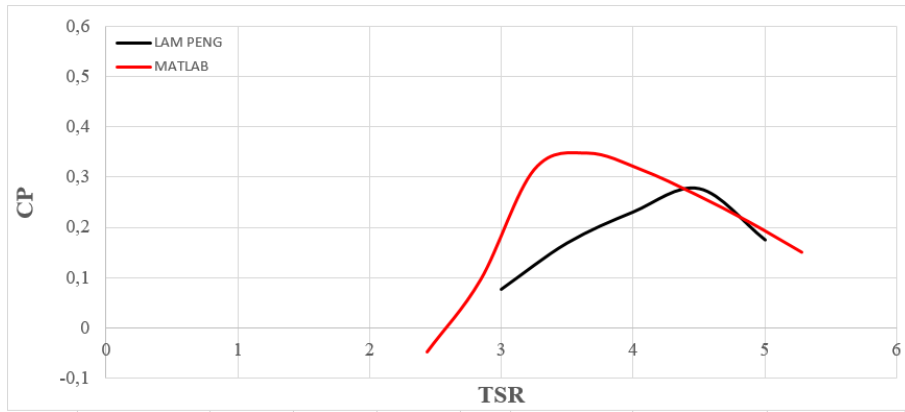
Şekil 8. İdeal hücum açısının Reynolds sayısına bağlı fonksiyonu.

5. KALİBRASYON ve DOĞRULAMA

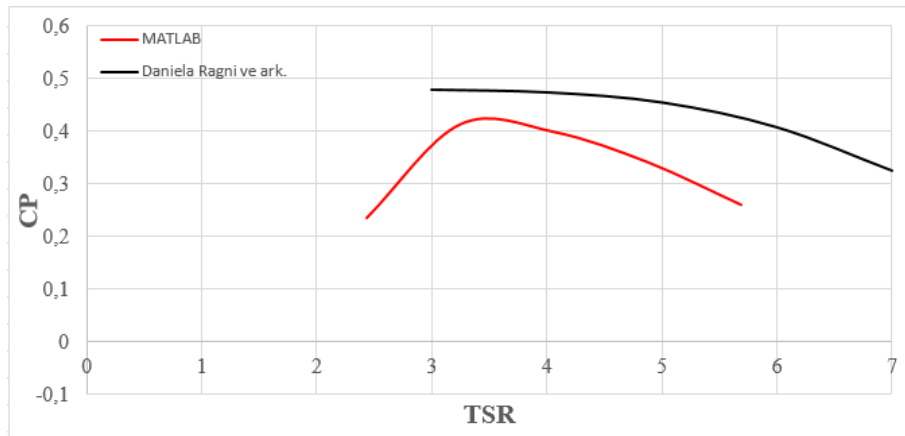
Kalibrasyon ve doğrulama için beş farklı türbin için tasarım parametreleri belirlenmiş ve MATLAB yazılımında geliştirilen 1-Boyutlu modelde bunlar tanımlanmıştır. Şekil 9-12 arasında 4 türbin için ortak bir kalibrasyon gerçekleştirilmiştir. Şekil 13'te bu kalibrasyon bozulmadan bağımsız bir 5. türbinde metodun başarımı sunulmuştur.



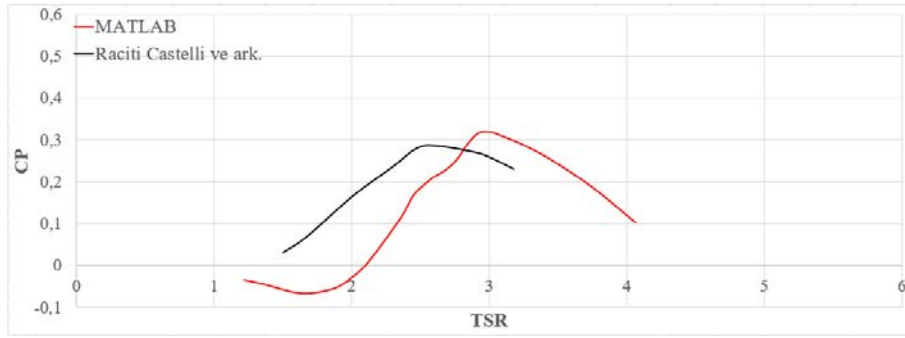
Şekil 9. Balduzzi ve ark. Deneysel çalışmaları ile 1 boyutlu modelin karşılaştırılması [13]



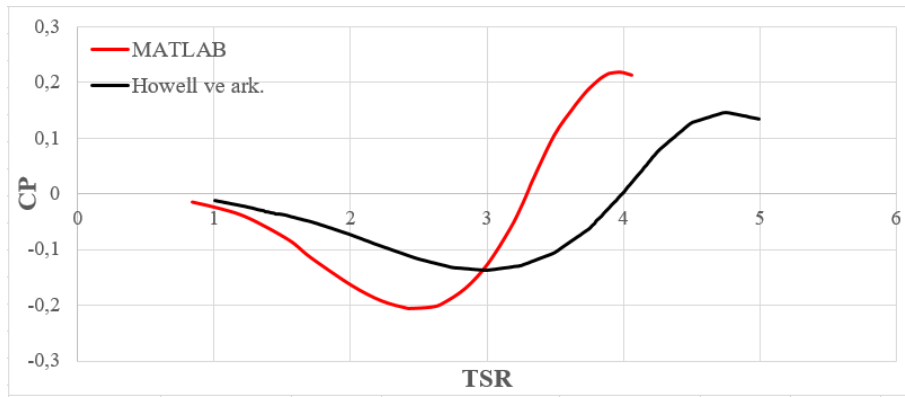
Şekil 10. Lam&Peng deneysel çalışması ile 1-boyutlu modelin karşılaştırılması [14]



Şekil 11. Daniela Ragni ve ark. deneysel çalışması ile 1-boyutlu modelin karşılaştırılması [15]



Şekil 12. Raciti Castelli ve ark. deneysel çalışması ile 1-boyutlu modelin karşılaştırılması [16]

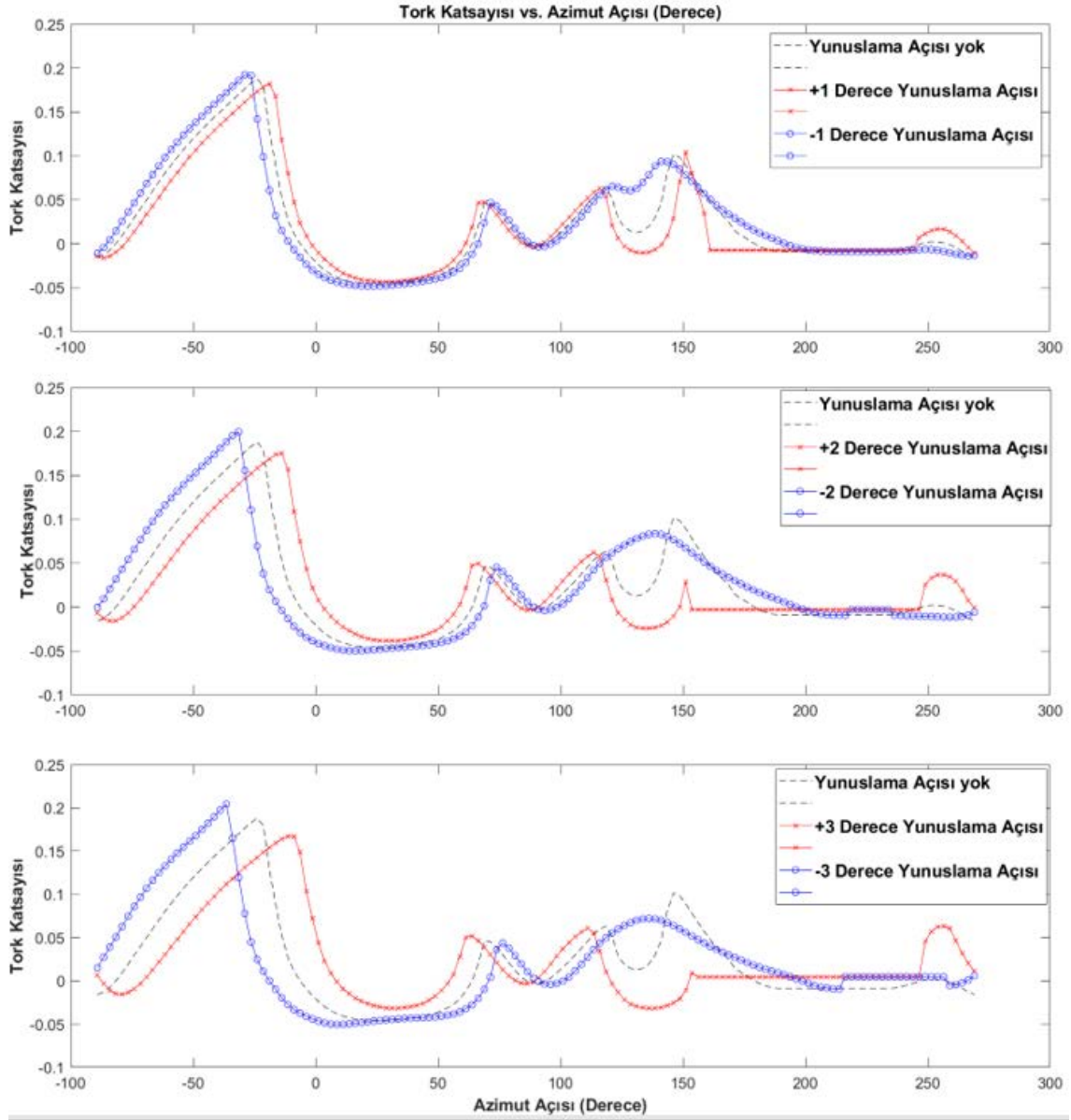


Şekil 13. Howell ve ark. deneysel çalışması ile 1-boyutlu modelin doğrulanması [17]

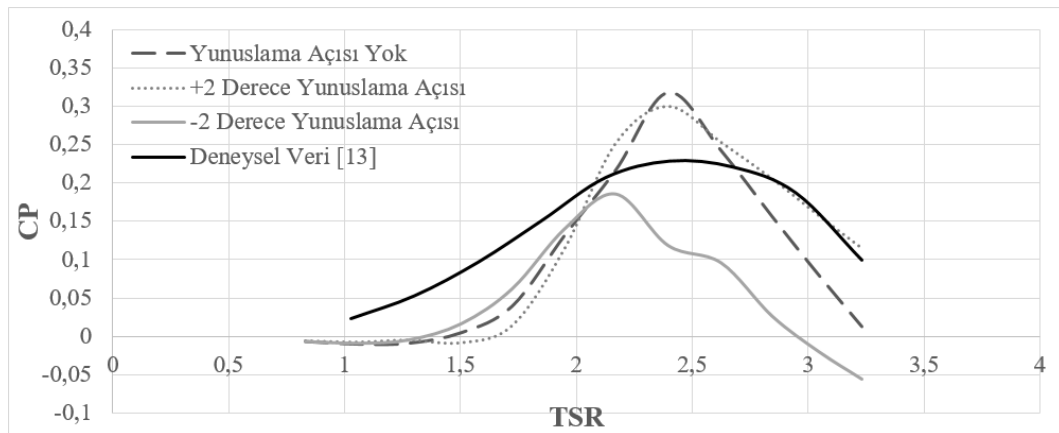
Programın doğruluğu test edildikten sonra sabit (statik) ve dinamik yunuslama açısının etkisi incelenmiştir. Sabit yunuslama açısı ile farklı sonuçlar elde edilmiş ve çalışmanın nihai amacı olan dinamik yunuslama açısının etkisi incelenmiştir.

6. SONUÇLAR

Şekil 14'te önden ayarlı sabit yunuslama açısının türbin başarımına (tork katsayısının türbin kanadının açısal konumuna göre değişimi) etkisi gösterilmiştir. Beklendiği gibi -90 ile -45 derece arasındaki bölgede eksi yunuslama açısı kanadın hücum açısını arttırdığından burada tork katsayısını arttırmaktadır. Zıt yunuslama açısı ise ters yönde etki yapmaktadır. -45 dereceden sonra ise kanat stol bölgesine girdiğinden eksi yunuslama açısı tork katsayısını düşürmektedir. Yunuslama açısının türbine olan net etkisi birçok alt etkinin birleşiminden oluşmaktadır.



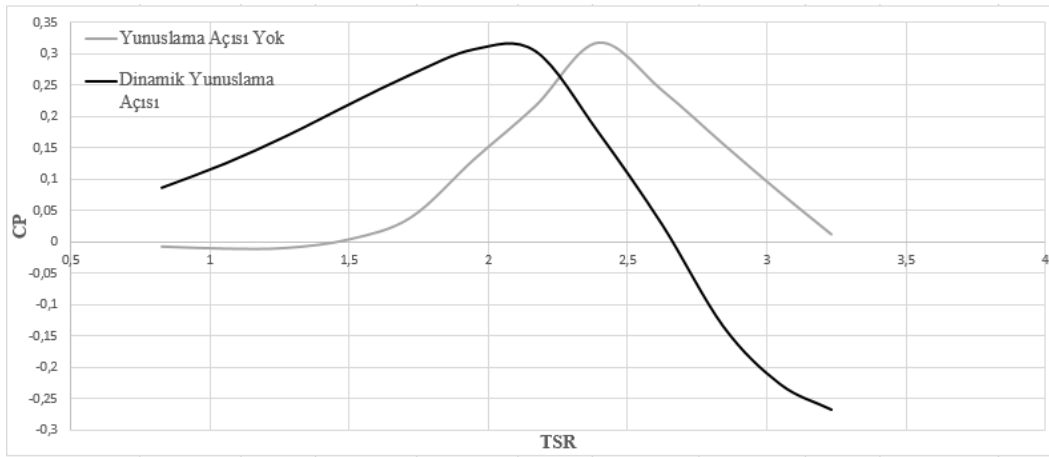
Şekil 14. Sabit yunuslama açısı kontrolünde tork katsayısının türbin açısai konumıyla değişimi, (a) +2 ve -2, (b) +1 ve -1, (c) +3 ve -3 derece sabit yunuslama açılarının etkileri



Şekil 15. Güç katsayısının kanat uç hız oranıyla değişimi

Şekil 14’te görüldüğü üzere -1, -2 ve -3 derece yunuslama açıları türbin başlangıç anında kaldırma kuvvetinin etkisini arttırdığından dolayı performansı olumlu etkilemiştir. Ancak türbinin akış arka bölgelerinde, akışın ön tarafta büyük bir kısmının soğurulmasından kaynaklı daha düşük tork elde edilmiştir. Genel anlamda negatif yunuslama açısı türbin performansında olumlu etki oluşturmuştur. Şekil 15’e bakıldığında pozitif yönlü yunuslama açısı, türbinin çalışma aralığının artmasını sağlamıştır. Her iki performans göstergesinden de anlaşılacağı üzere türbin açısal konumuna ve bu parametrenin bir fonksiyonu olan hücum açısına bağlı olarak her noktada performansı olumlu yönde etkileyecek bir yunuslama açısı mevcuttur.

Daha etkili performans artışı için, dinamik kontrol ile yunuslama açısı, türbin kanadının açısal konumuna bağlı ve yerel maks C_L/C_D hücum açısını sağlayacak şekilde değişebilir. Bu sağlandığı takdirde ise geliştirilen yöntem ile Şekil 16’da sunulan performans eğrisi elde edilmiştir.



Şekil 16. Türbinin yunuslama açısı yapmadığı ve dinamik yaptığı durumlarda türbin performans eğrileri

Şekil 16’dan görüldüğü üzere dinamik yunuslama açısı kontrolü ile türbinin maksimum güç katsayısı değeri değişmemiş gibi gözükse de türbinin çalışma bölgesi ciddi olarak genişlemiş ve her koşulda türbinden güç eldesi sağlanmıştır. Bu bulgular eşliğinde programın mantıklı sonuçlar verdiği görülmektedir. Bir sonraki adım daha doğru yunuslama açısı stratejilerinin geliştirilmesi olacaktır.

KAYNAKLAR

- [1] **Baytekin E. ve ark.**, Uluslararası Temiz Enerji Sempozyumu (UTES), 2016. Effect of Tip Speed Ratio on The Wake of a Darrieus Type Wind Turbine.
- [2] **Karadeniz Z.H.**, Yenilenebilir Enerji Kaynakları Sempozyumu (YEKSEM), 2015. Düşey Eksenli Rüzgâr Türbinlerinde Son Gelişmeler.
- [3] **Kokey I. ve ark.**, İzmir Rüzgâr Sempozyumu, 2017. Eşli Olarak Çalışan Düşey Eksenli Rüzgâr Türbinleri ve Fırsat Penceresi.
- [4] **Dabiri, J. O., Greer, J. R., Koseff, J. R., Moin, P., & Peng, J.** 2015. A new approach to wind energy: Opportunities and challenges. AIP Conference Proceedings, 51–57.
- [5] **Kokey I. ve ark.**, WindEurope 2018. Energy Interaction of Vertical Axis Wind Turbines Working in Pairs : A Case Study and An Application of IEC 61400-12-1:2017.
- [6] **Bianchini A., Ferrara G., Ferrari L.**, 2015. Design Guidelines for H-Darrieus Wind Turbines: Optimization of the Annual Energy Yield. Energy Conversion and Management, 89, (690-707).

- [7] **Paraschivoiu I.** 2002. Wind Turbine Design with Emphasis on Darrieus Concept (1. Baskı). Kanada: Polytechnic International Press.
- [8] **Tushar R. Mali, Avinash P. Dhale, Harsh A. More, Prachi R. Kavade, Prof. Ramesh K Kavade5, Dr. P. M. Ghanegaonkar,** 2018. Analysis of VAWT Using Pitching Mechanism. International Journal of Innovative Studies in Sciences and Engineering Technology, 4 (3), Mart 2018. <http://ijisset.org/wp-content/uploads/2018/04/IJISSET-040407.pdf>.
- [9] **Hau E.,** 2013. Wind Turbines Fundamentals , Technologies, Application, Economics (3.baskı). London: Springer Heidelberg New York Dordrecht London. (89-120).
- [10] **Nguyen T. V.,** 1978. A Vortex Model of The Darrieus Turbine. Yüksek lisans tezi, Graduate Faculty of Texas Tech University, USA.
- [11] **Paraschivoiu I.,** 1981. Double Multiple Streamtube Model for Darrieus Wind Turbines. NASA, Lewis Research Center Wind Turbine Dyn. (19-25).
- [12] **Sheldahl R. E., Klimas P. C.** 1981. Aerodynamic Characteristics of Seven Symmetrical Airfoil Sections Through 180-Degree Angle of Attack for Use in Aerodynamic Analysis of Vertical Axis Wind Turbines. Sandia National Laboratories Energy Report, USA.
- [13] **Balduzzi F., Bianchini A., Maleci R., Ferrara G., Ferrari L.,** 2015. Critical issues in the CFD simulation of Darrieus wind turbines. Renewable Energy, 85 (2016), (419-435).
- [14] **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(2016), (386-398).
- [15] **Ragni D., Ferreira C. S., Correale G.,** 2014. Experimental investigation of an optimized airfoil for vertical-axis wind turbines. Wind Energy (2014).
- [16] **Castelli M.C., Englaro A., Benini E.,** 2011. The Darrieus wind turbine: Proposal for a new performance prediction model based on CFD. Energy, 36 (2011), (4919 – 4934).
- [17] **Eboibi O., Danao L.A.M., Howell R.J.,** 2016. Experimental investigation of the influence of solidity on the performance and flow field aerodynamics of vertical axis wind turbines at low Reynolds numbers. Renewable Energy, 92 (2016), (474-483).